



Simulation numérique du soudage FSW à l'aide d'une formulation ALE

Sabrina Gastebois

► To cite this version:

Sabrina Gastebois. Simulation numérique du soudage FSW à l'aide d'une formulation ALE. Modélisation et simulation. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2015. Français. NNT : 2015ENMP0040 . tel-01298711

HAL Id: tel-01298711

<https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01298711>

Submitted on 6 Apr 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Ecole doctorale n°364 : Sciences Fondamentales et Appliquées

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité "Mécanique numérique et Matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Sabrina GASTEBOIS

le 9 juillet 2015

Simulation numérique du soudage FSW à l'aide d'une formulation ALE

Directeur de thèse : **Lionel FOURMENT**

Jury

M. Guillaume RACINEUX, Professeur, Ecole centrale de Nantes
M. Hamid ZAHROUNI, Professeur, Université de Lorraine-Metz
M. Christophe DESRAYAUD, Professeur, Ecole des mines de Saint-Etienne
Mme. Julie VAUDOUR, Ingénieur R&T, Daher
M. Laurent DUBOURG, Docteur - Ingénieur, Institut Maupertuis
Mme. Katia MOCELLIN, Maître de recherche Mines-ParisTech, CEMEF
M. Lionel FOURMENT, Chargé de recherche CNRS, CEMEF
M. Jean-Jacques ROUSSE, Ingénieur Manager Production, Daher

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité

**MINES ParisTech
CEMEF-UMR CNRS 7635**

1, rue Claude Daunesse BP 207 06904 Sophia-Antipolis Cedex France

Remerciements

Après plus de 3 années de travail passionnant au CEMEF, je tiens à remercier différentes personnes sans qui cette thèse n'aurait pas été la même.

Mon premier merci est pour toi Lionel. Tous ces échanges et ton encadrement plein d'humanité de sagesse et de savoir scientifique m'ont permis d'apprendre beaucoup sur plusieurs plans et de mener à terme ce doctorat.

Merci également à Katia qui m'a accompagné durant une bonne partie de la dernière ligne jusqu'à la soutenance.

Merci enfin à Elisabeth qui m'a accueillie au sein du laboratoire.

Merci à DAHER et plus particulièrement à Julie Vaudour, ainsi que Jean-Jacques Rousse et Pascal Hermel pour cette collaboration. Merci également à l'Institut Maupertuis et plus spécialement à Laurent Dubourg et Mario Guillo avec qui j'ai pu me familiariser sur les soudures FSW.

Merci aux membres du jury, à Guillaume Racineux pour avoir présidé ma soutenance ainsi qu'à Christophe Desrayaud et à Hamid Zahrouni qui m'ont fait l'honneur de rapporter mon manuscrit.

Merci à Alice ma « copine » de bureau et « maman », sa bonne humeur ; son dynamisme et son soutien ont rendus mes 2 premières années plus agréables. Merci à Antoinette qui a toujours été présent (même après 22h !!) et avec qui les pauses gouters/énigmes se faisaient attendre ! Merci à vous deux pour tous ces délicieux repas (sans oublier papy crapaud).

Merci à Anne-Claire, cette « étrange » femme rigolote avec qui j'aime beaucoup discuter.

Merci à beaucoup d'autres, Ali (pour les échanges en toute simplicité et sincérité) ; Dorian, Jérémy, Coralie, Carole, Manu et Flavien (pour ces partages sur les hauteurs des contrées azuréennes) ; Xavier (pour son humour) ; Imad, Maria, Greg, Claire ... (pour ces moments de folies sur les pistes latinos) ; Valentine (pour ces réunions/pauses autour du FSW !!) ; Margaux (pour cette grosse dernière année de partages dans le bureau, ta fraîcheur a égayé ma rédaction). Que de bonnes parties de molky avec vous sans oublier Victor, Coralie et Romain.

Merci aussi à ceux qui m'ont aidé à un moment de la thèse, Ugo ; Koffi ; Pierre-Olivier ; Michel B ; Marie-Françoise ainsi qu'à ceux avec qui j'ai fait mes premiers pas dans la région : Masha ma crabigornette, David alias Dave, Romain, Yoann (souvenir mémorable de cette première sortie au Baou de St Jeannet en ballerine), Claire qui m'a fait sauter, glisser, et évoluer dans les canyons et sur les falaises.

Merci enfin à tous mes bretons.

Table des matières

Chapitre I. Enjeux et objectifs	8
I. Contexte	9
II. Description du procédé FSW	10
II.1. Avantages du procédé	11
II.2. Configurations de soudage	12
II.3. L'outil FSW	12
II.4. Les paramètres influents	14
III. Objectifs du projet	14
➤ Outil numérique	15
➤ Calibration du modèle numérique sur le FSW	15
Chapitre II. Etude bibliographique sur la modélisation numérique du FSW	16
I. Introduction	17
II. Formulation Lagrangienne	18
II.1. Méthode EF	18
II.2. Méthodes particulières, méthodes sans maillage	20
III. Formulation Eulérienne	24
III.1. Méthodes classiques	24
III.2. Méthodes particulières	26
IV. Formulation ALE	28
V. Applications	30
V.1. Contrainte résiduelles	30
V.2. Modélisation du soudage multi-matériaux	32
V.3. Prédiction des défauts de soudure	33
V.4. Caractérisation de la qualité de la soudure	36
V. 4. a. Microstructure	36
V. 4. b. Dureté, tenue mécanique	37
V.5. Influence des paramètres procédés	38
V. 5. a. Vitesses d'avance et de rotation	38
V. 5. b. Effort axial	39
V. 5. c. Géométrie d'outil et configuration	39
VI. Conclusion	41
Chapitre III. La formulation ALE	42
I. Le problème numérique	43
I.1. Les équations du problème thermomécanique	43
I.2. La formulation éléments finis	47
I. 2. a. Problème fort mécanique	47
I. 2. b. Schéma d'intégration temporelle	48
I. 2. c. Problème fort thermique	48
I. 2. d. Problème faible	49

I. 2. e.	Problème discret	50
I.3.	Le contact	51
I.4.	Couplage thermomécanique	52
II.	La formulation ALE	52
II.1.	Présentation générale	52
II.2.	La régularisation de maillage	53
II. 2. a.	Première méthode de régularisation dédiée au FSW	54
II. 2. b.	Seconde méthode de régularisation généralisée au laminage	57
II.3.	Transport	60
II. 3. a.	Transport des champs continus	60
II. 3. b.	Transport des champs discontinus	62
III.	Développements numériques spécifiques au FSW	63
III.1.	Algorithme de transport amont	63
III. 1. a.	Validation sur un cas académique	65
III. 1. b.	Validation sur un cas de FSW	66
III.2.	Schéma d'intégration temporelle	67
III. 2. a.	Equations	68
III. 2. b.	Validation du schéma cylindrique	69
III.3.	Filetage	70
III. 3. a.	Equations	70
III. 3. b.	Cas test de validation	72
IV.	Conclusion	75
Chapitre IV.	Validation et applications	76
I.	Description du cas de soudage	77
II.	Validation thermique	80
III.	Etude du pas de temps	82
IV.	Influence du filetage	84
V.	Résultats thermomécaniques du cas de soudage	86
VI.	Modélisation de défauts	91
VII.	Conclusion	93
Chapitre V.	Essais expérimentaux	94
I.	Introduction	95
II.	Description des essais	96
II.1.	Equipement de soudage	96
II.2.	Mesures	98
III.	Protocole expérimental	101
IV.	Résultats et analyses	101
IV.1.	Répétabilité	101
IV.2.	Comparaison des configurations mono et bi-matériaux	108
IV. 2. a.	Analyse de la qualité de la soudure	111
IV. 2. b.	Analyse thermique	118

IV. 2. c.	Analyse des efforts	120
IV.3.	Influence des paramètres procédés d'entrée	121
IV.4.	Analyse de configurations présentant des défauts	128
V.	Conclusion	131
Chapitre VI.	Vers la calibration du modèle numérique	132
I.	Introduction	133
I.1.	Objectifs	133
I.2.	Le modèle numérique	134
I. 2. a.	Géométries et paramètres thermiques	134
I. 2. b.	Loi de comportement et de frottement	136
I. 2. c.	Outils à disposition	138
I.3.	L'essai expérimental de référence	139
II.	Analyse thermique du procédé	140
II.1.	Propriétés thermiques des outils et des pièces	141
II.2.	Coefficients d'échanges thermiques	142
III.	Analyse mécanique de la phase stationnaire	145
III.1.	Calibration de la loi de comportement	145
III.2.	Détermination de la loi de frottement	149
III. 2. a.	Influence sur la force	150
III. 2. b.	Influence sur l'écoulement	150
III. 2. c.	Influence sur la température	151
III. 2. d.	Influence sur le couple	153
IV.	Analyse de l'écoulement en ALE	155
IV.1.	Influence du pilotage	156
IV. 1. a.	Pilotage en position	156
IV. 1. b.	Pilotage en force	158
IV.2.	Influence du filetage sur l'outil	161
V.	Sensibilité aux jeux de paramètres du procédé	164
VI.	Conclusion	168
Chapitre VII.	Conclusion et perspectives	170

Chapitre I. Enjeux et objectifs

I.	Contexte	9
II.	Description du procédé FSW	10
II.1.	Avantages du procédé	11
II.2.	Configurations de soudage	12
II.3.	L'outil FSW	12
II.4.	Les paramètres influents	14
III.	Objectifs du projet	14
➤	Outil numérique	15
➤	Calibration du modèle numérique sur le FSW	15

I. Contexte

L'allègement des structures est une problématique continuellement étudiée dans tous les domaines des transports qu'ils soient ferroviaires, automobiles ou aéronautiques. Ce dernier secteur se concentre depuis plusieurs décennies sur l'allègement des avions et plus particulièrement sur celui du fuselage qui constitue un élément important de la structure de par sa masse et son volume. En ce sens une optimisation de masse d'un avion passe nécessairement par l'optimisation de son fuselage. Ce gain de poids peut se faire par un choix optimisé des matériaux de construction, par l'amélioration des procédés de fabrication de ces matériaux ainsi que par la réalisation de la structure globale. Le procédé généralement utilisé pour assembler les différents composants du fuselage, tels que les lisses ou les longerons sur les cadres servant à raidir l'ensemble (voir Figure I-1) est le procédé de rivetage. Il présente l'avantage de s'appliquer à tous types de matériaux mais ses caractéristiques vont à l'encontre de la problématique majeure d'allègement. En effet les rivets représentent la part importante de la masse du fuselage, les supprimer est donc un enjeu de taille. De plus, un assemblage en bout à bout de pièces nécessite de superposer les éléments pour effectuer un assemblage par rivetage ce qui ajoute du volume et donc du poids.

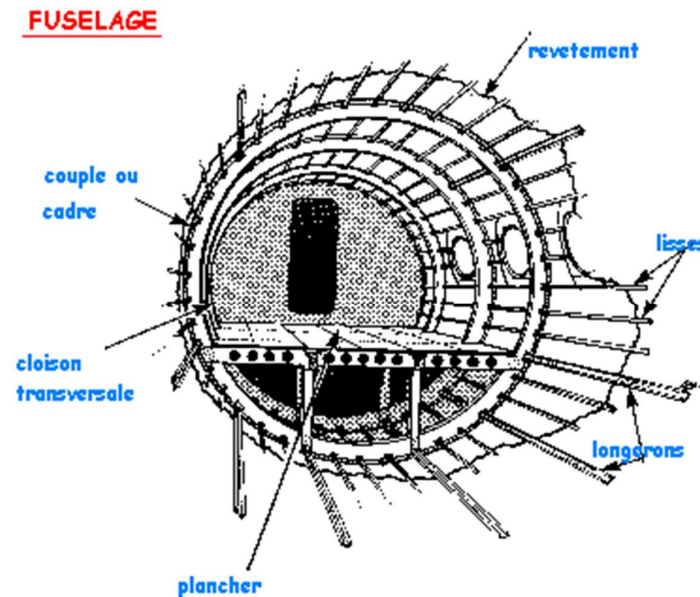


Figure I-1 : Schéma du fuselage d'un avion (<http://mecanique.du.vol.free.fr/fragmente.html>).

Les procédés de soudage peuvent être utilisés pour palier à ce problème de surpoids. Un procédé de soudage peu commun, ne portant pas le matériau à son point de fusion, a été développé en 1991 par l'institut de soudure anglais (The Welding Institute : TWI) suite à une opération d'usinage avec une fraiseuse qui aurait soudé les pièces au lieu de les usiner. Depuis l'invention de ce procédé, le Friction Stir Welding (FSW), l'industrie aéronautique étudie la possibilité de le substituer au procédé de rivetage. En plus de réduire la masse des structures, le procédé FSW peut également permettre de réduire les temps d'assemblages (réduction par 4 par rapport à du rivetage automatisé).

II. Description du procédé FSW

Le procédé FSW (voir Figure I-2) est un procédé de soudage en phase solide comportant 3 phases principales qui sont :

- La plongée durant laquelle l'outil en rotation pénètre dans les plaques à souder,
- La phase d'échauffement appelée dwelling,
- La phase de soudage durant laquelle l'outil en rotation avance le long des plaques à souder.

L'outil est constitué d'un épaulement et prolongé d'un pion. Il est mis en rotation et pénètre les plaques à souder avec des vitesses de rotation et de descente fixées (phase de plongée). Dans la direction axiale, l'outil est généralement piloté en force plutôt qu'en position ; une force constante est alors appliquée tout au long de la soudure. Lorsque l'épaulement entre en contact avec le matériau, il exerce un frottement transformant l'énergie mécanique en chaleur. Le matériau devient plus ductile ; il passe de l'état solide à l'état pâteux. Une seconde source de chaleur provient de la déformation plastique du matériau. Le rôle du pion est en effet de malaxer la matière. L'outil avance ensuite à une vitesse constante, déplaçant le point chaud. La soudure est créée en aval de l'outil (phase de soudage). Entre ces deux phases, il y a une phase stationnaire où l'outil reste en rotation avec une vitesse d'avance nulle pour échauffer suffisamment le matériau avant la phase de soudage. En fin de procédé, l'avance de l'outil est arrêtée ; il remonte. Si le pion est rétractable, il se rétracte dans l'épaulement avant que la rotation ne soit arrêtée, il n'y a donc pas de trou résiduel lors de la remontée de l'outil.

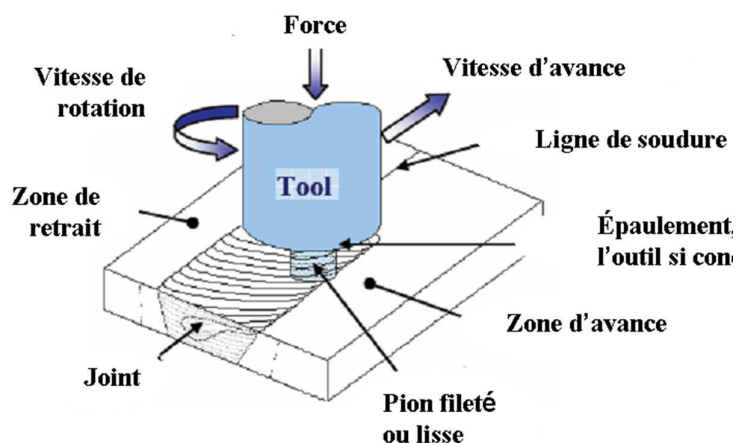


Figure I-2 : Géométrie et paramètres du procédé.

II.1. Avantages du procédé

Comme précisé, le premier avantage à l'utilisation d'un procédé de soudage plutôt qu'un procédé de rivetage est le gain de poids et de temps d'assemblage. Il existe différents types de soudages plus classiques tels que le soudage à l'arc, au laser ... Ils consistent à produire une fusion locale de la matière. En plus de générer de très fortes contraintes locales, la fusion du matériau entraîne, une dégradation de ses propriétés thermomécaniques, la création de porosités (voir Figure I-3), de la fissuration à froid et à chaud lorsque le matériau se solidifie. En FSW, le matériau n'atteint pas le point de fusion ainsi les problèmes liés à la fusion du métal sont fortement diminués. Le procédé génère moins de chaleur ; moins de contraintes résiduelles sont donc induites lors du refroidissement. Certains alliages d'aluminiums tels que ceux des séries 2000 et 7000 sont également difficilement soudables avec les procédés classiques. Une couche d'alumine, due à la fusion et à l'oxydation, se crée empêchant une bonne soudure.

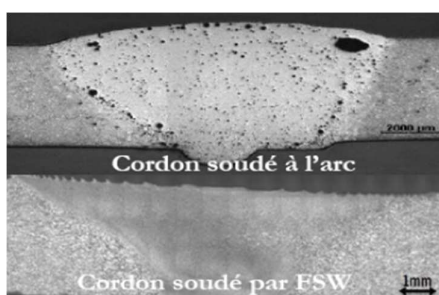


Figure I-3 : Mise en évidence des porosités dans le cordon soudé à l'arc vis-à-vis d'une soudure FSW.

Des modifications des propriétés mécaniques et microstructurales sont observées en FSW dans la zone proche de l'outil (voir Figure I-4). Nous distinguons ainsi 4 zones dans le cordon de soudure. La zone externe est la zone la plus éloignée de l'outil ; le matériau de base reste inchangé du point de vue des caractéristiques microstructurales et des propriétés mécaniques. La zone thermiquement affectée (ZAT) s'étend en moyenne sur 1 cm ; le matériau y subit une élévation de température par conduction modifiant la microstructure ou les propriétés mécaniques sans pour autant modifier l'orientation ou la taille des grains qui sont identiques à ceux du métal de base. Dans la zone thermo mécaniquement affectée (ZMAT), le matériau subit une élévation de température plus importante ainsi que de fortes déformations plastiques ; un écrouissage des grains y est visible. Les précipités durcissants sont partiellement dissous et font chuter la dureté dans cette zone (Threadgill et al. 2009). Dans la zone principale qu'est le noyau, les déformations et la température sont maximales, nous y observons une forte recristallisation dynamique continue (Threadgill et al. 2009) entraînant une taille de grains très fine. La métallurgie du joint de soudage reste assez proche de celle du matériau initial, et suivant la nature du durcissement du matériau, par écrouissage ou par précipitation, la dureté du noyau peut être plus ou moins élevée que celle du métal de base (Hersent 2010). Les propriétés mécaniques peuvent ainsi être plus élevées dans le noyau ; c'est pourquoi le FSW est également utilisé pour améliorer les propriétés mécaniques des matériaux. Nous parlons alors de Friction Stir Processing (FSP).

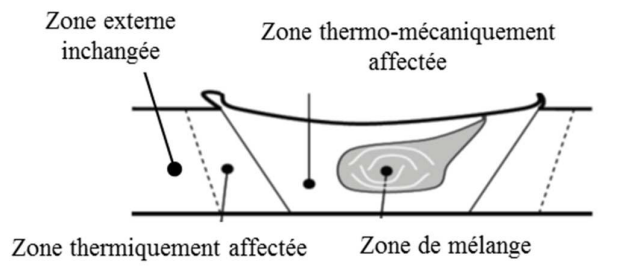


Figure I-4 : Schéma des différentes zones du cordon de soudure (Guerdoux 2007).

II.2. Configurations de soudage

Il existe différentes configurations de soudage rencontrées dans l'industrie. Elles sont présentées sur la Figure I-5. Certaines sont plus ou moins complexes et nécessitent un bridage adapté pour maintenir les pièces en position et en contact les unes avec les autres. La configuration en bout à bout (Figure I-5-1) est celle apportant le gain de poids maximal puisqu'aucun recouvrement de matière n'est présent. Cependant, en fonction des tolérances sur les pièces, les 2 tôles peuvent avoir une légère différence d'épaisseur. Le robot n'est alors pas complètement à plat sur la surface totale des pièces à souder, son axe est légèrement incliné par rapport à la normale aux surfaces des 2 tôles. Ceci peut engendrer des imprécisions de soudage. La configuration par recouvrement (Figure I-5-3 et Figure I-5-4) ne présente pas ce genre de défaut mais n'apporte pas autant de gain de poids.

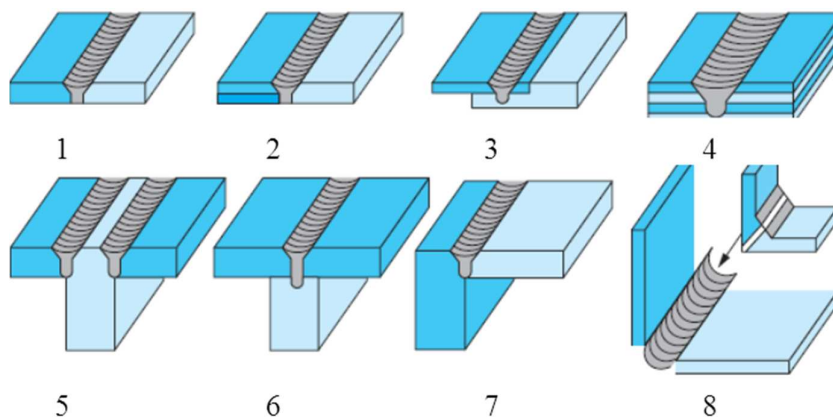


Figure I-5 : Configurations de soudage (Cazes 2003).

II.3. L'outil FSW

L'outil est constitué d'un épaulement et d'un pion. L'épaulement a pour but d'échauffer la matière par frottement et de la contenir autour du pion. Son action peut être assimilée à du forgeage. Aux origines du procédé, les soudures par FSW étaient réalisées avec des outils à épaulements concaves afin de concentrer la matière autour du pion. Cette géométrie implique d'incliner verticalement l'outil vers l'arrière et dans le sens opposé à l'avance de manière à éviter que l'enfoncement de l'outil, qui est nécessaire pour que l'épaulement soit en contact avec la matière, entraîne un arrachement de celle-ci. Cependant l'inclinaison de l'outil augmente l'effort axial ainsi que la bavure générée le long de la trajectoire de l'outil et elle rend difficile la réalisation de trajectoires

non linéaires. C'est pourquoi il a été développé des épaulements plats ou convexes et avec des filets, des spirales ou un scroll (voir Figure I-6) qui permettent d'augmenter la concentration de la matière autour de l'axe. De tels outils ne nécessitent pas de les incliner ou alors très faiblement. Ils ne présentent pas les inconvénients mentionnés plus haut et offrent les mêmes caractéristiques qu'un épaulement concave. Un scroll par exemple (voir premier outil sur la Figure I-6) est un ensemble de 2 spirales qui dirigent la matière de l'extérieur vers l'intérieur de l'outil pour la concentrer autour du pion. Le matériau piégé dans les canaux du scroll est continuellement cisailé, augmentant ainsi les déformations ainsi que la chaleur générée par frottement.

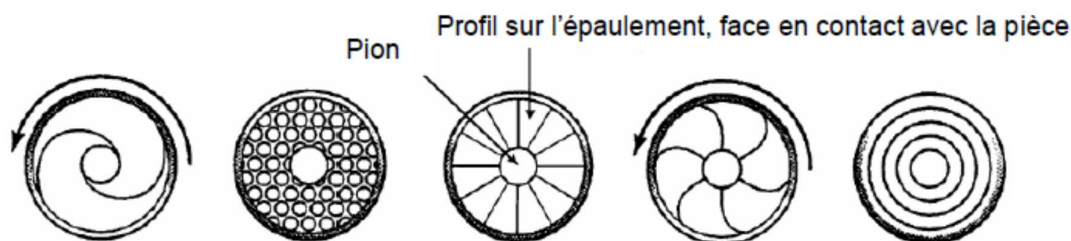


Figure I-6 : Formes d'épaulement (Mishra & Ma 2005).

Le pion, lui a pour but de mélanger la matière ; son action est semblable à de l'extrusion et déforme plastiquement le matériau. Afin d'améliorer le malaxage, diverses géométries, cylindriques, coniques ou plus complexes encore, et contenant des profils tels que des filets ou des gorges sont utilisées (voir Figure I-7).

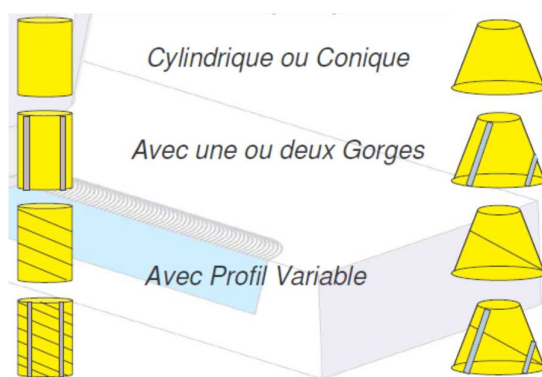


Figure I-7 : Formes de pion (Zimmer et al. 2007).

II.4. Les paramètres influents

Les paramètres du procédé et la géométrie de l'outil sont des éléments décisifs de la qualité de la soudure. Les paramètres du procédé sont la vitesse d'avance, la vitesse de rotation ainsi que la force de forgeage exercée sur l'outil FSW. Ils sont dépendants de la nature des matériaux à souder, de l'épaisseur des pièces à souder, de la géométrie et du matériau de l'outil et du procédé, c'est-à-dire de la machine de soudage. Ils ont une influence sur les efforts engendrés, la génération de chaleur et la qualité de la soudure (compacité et défauts).

- La force de forgeage ou la profondeur de plongée détermine le contact entre l'outil et la pièce. Ce sont deux paramètres importants car le contact conditionne le frottement qui est l'élément moteur de la soudure. Une fois le contact établi, la force a une influence sur la compacité de la soudure. Une force trop faible peut engendrer un manque de compacité de la soudure (film d'oxydes mal broyés, porosités ...). Au contraire une force trop grande crée des bavures le long du joint de soudure.
- Concernant la cinématique de l'outil, la vitesse d'avance est une donnée caractéristique de la soudure. A vitesse de rotation fixée, plus la vitesse de soudage est grande, plus il sera difficile de souder correctement les pièces, et plus le risque de créer des défauts de types trous tunnels est grand. Plus la vitesse de rotation augmente et plus le matériau s'échauffe (et plus le frottement décroît (Gemme et al. 2010) car le matériau devient plus liquide). Si elle est trop importante la soudure peut alors être trop chaude et le matériau peut atteindre son point de fusion, ce qui engendrera une dégradation plus importante des propriétés mécaniques de l'assemblage. Les deux vitesses sont liées et nous regardons généralement le rapport entre la vitesse d'avance et celle de rotation pour qualifier la soudure ; un rapport trop élevé engendre un manque d'apport d'énergie.
- La géométrie de l'outil est également un paramètre important dans l'obtention d'une bonne soudure. Elle est continuellement optimisée au travers de l'utilisation de filets, de gorges, et de différentes formes de pions. La longueur du pion est une grandeur influente ; en effet elle doit permettre de malaxer suffisamment la matière sans percer les plaques. Elle est principalement définie par l'expérience. Dans (Gemme et al. 2011), les auteurs ont optimisé cette grandeur en effectuant des tests de pliage sur des échantillons prélevés sur les tôles soudées. Lorsque la distance entre le bas du pion et le bas de la tôle est inférieure à 0,2 mm (pour une épaisseur de tôle de 2,3 mm), les joints soudés sont généralement corrects. L'utilisation de la simulation peut permettre d'optimiser la géométrie de l'outillage.

III. Objectifs du projet

L'utilisation du procédé dans le domaine aéronautique requiert de produire des joints de qualité à moindre coût temporel et économique que le procédé de rivetage, ce qui nécessite que les outils aient une longue durée de vie. Une bonne connaissance du procédé est donc nécessaire pour déterminer les paramètres influents sur la qualité et les performances de la soudure : il s'agit de, la géométrie de l'outil (rayon du pion et de l'épaule, concavité, longueur du pion, filetage), son angle d'inclinaison et ses vitesses de rotation et d'avance. Si la géométrie de l'outil et les paramètres procédés ne sont pas adaptés, l'outil peut casser rapidement. Cette optimisation n'est pas simple, et il est coûteux, en temps, en matière et en outillage d'effectuer les campagnes d'essais permettant d'observer l'influence de tel ou tel paramètre. En ce sens la simulation numérique peut contribuer à aider à comprendre les mécanismes de soudage et ainsi à développer le procédé.

Le but de ce projet est de simuler numériquement le procédé FSW, et plus précisément sa phase stationnaire, c'est-à-dire sa phase d'avance ou de soudage. L'outil numérique doit aider à déterminer les paramètres définissant une soudure de qualité et sans défauts lorsque le procédé est

stabilisé. Nous nous intéressons, dans ce travail, aux défauts macroscopiques de type trous tunnels ainsi qu'à la création de bavures. Nous ne considérons pas les défauts métallurgiques plus fins ; ils feront l'objet d'une autre thèse. Nous avons donc deux objectifs principaux. Le premier est le développement et l'amélioration d'un outil numérique de simulation qui soit précis et efficace. Le second est la modélisation thermomécanique du procédé de soudage envisagé par Daher : le soudage tôle sur tôle de deux aluminiums.

➤ Outil numérique

Nous souhaitons développer un logiciel de simulation numérique du FSW robuste et précis, c'est-à-dire permettant de simuler la formation de défauts de soudage tels qu'une soudure froide (cavité en aval du pion), la formation de trous tunnels ou encore de bavures (dus à un enfoncement trop important de l'outil), et ayant ainsi un caractère prédictif. Nous attendons aussi de ce logiciel de calculer l'état thermomécanique en tout point du domaine et pour toute trajectoire de particule afin de modéliser, ultérieurement dans le cadre d'une autre thèse, l'évolution métallurgique du matériau durant le soudage. Beaucoup de logiciels actuels ont des limitations vis-à-vis de ces objectifs ; ils seront analysés au chapitre 2. Nous utiliserons un logiciel éléments finis basé sur le code Forge® et reposant sur une formulation ALE (Arbitrairement Lagrangienne ou Eulérienne).

➤ Calibration du modèle numérique sur le FSW

Il est difficile de modéliser précisément le comportement du matériau et le frottement dans les conditions de sollicitations du FSW sans passer par une calibration, et tout particulièrement pour la configuration industrielle expérimentale retenue. A la suite de cette calibration sur la base de résultats expérimentaux, la robustesse et le caractère prédictif du modèle numérique devront être validés avant de l'utiliser pour optimiser les paramètres du procédé.

Le plan du manuscrit s'articule de la manière suivante. Le chapitre 2 présentera un état de l'art des méthodes numériques permettant de simuler le FSW et tirera des conclusions quant aux méthodes les plus appropriées pour notre étude. Ensuite nous décrirons la résolution du problème thermomécanique avec la formulation ALE et nous détaillerons les développements numériques réalisés. Puis nous présenterons les essais FSW réalisés pour l'orientation, la calibration et la validation du modèle numérique. Enfin nous exposerons cette calibration numérique dans le dernier chapitre.

Chapitre II. Etude bibliographique sur la modélisation numérique du FSW

I.	Introduction	17
II.	Formulation Lagrangienne	18
II.1.	Méthode EF	18
II.2.	Méthodes particulières, méthodes sans maillage	20
III.	Formulation Eulérienne	24
III.1.	Méthodes classiques	24
III.2.	Méthodes particulières	26
IV.	Formulation ALE	28
V.	Applications	30
V.1.	Contrainte résiduelles	30
V.2.	Modélisation du soudage multi-matériaux	32
V.3.	Prédiction des défauts de soudure	33
V.4.	Caractérisation de la qualité de la soudure	36
V. 4. a.	Microstructure	36
V. 4. b.	Dureté, tenue mécanique	37
V.5.	Influence des paramètres procédés	38
V. 5. a.	Vitesses d'avance et de rotation	38
V. 5. b.	Effort axial	39
V. 5. c.	Géométrie d'outil et configuration	39
VI.	Conclusion	41

I. Introduction

La simulation numérique d'un procédé aussi complexe que le procédé FSW présente plusieurs difficultés. En effet de grandes déformations sont mises en jeu dans la zone thermo mécaniquement affectée ainsi que dans le noyau et de forts gradients thermiques ont lieu à proximité de l'outil. L'écoulement de matière à simuler résulte de flux rotatifs et rectilignes dus au mouvement de l'outil, et de flux perpendiculaires à ceux-ci dus à la présence de filets sur le pion ou à l'inclinaison de l'outil. Un point clé pour calculer un bon écoulement est le traitement du contact, celui-ci étant un des acteurs principaux de ce fort couplage thermomécanique (voir Figure II-1). Le contact est directement lié au frottement de l'épaulement sur la pièce qui génère une élévation de température dans les deux corps. De cette température dépend le comportement du matériau qui est pâteux dans la zone proche de l'outil et solide loin de l'outil. Un contact imparfait, c'est-à-dire mal établi peut alors entraîner un échauffement insuffisant de la pièce, un mauvais malaxage et ainsi résulter en la formation de trous. De plus le contact est fortement lié à l'évolution de la surface libre et impacte donc la modélisation des bavures. Il est donc crucial de modéliser correctement le contact dont vont découler toutes les conditions d'écoulement de la matière, tout particulièrement dans l'optique d'être capable de prédire la formation des défauts de soudage.

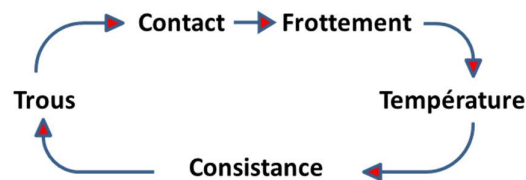


Figure II-1 : Couplage thermomécanique.

Outre le calcul de la surface de contact, il faut aussi modéliser les échanges thermiques entre la pièce à souder, les outils et l'air. L'évolution de la température gouverne l'évolution microstructurale et modifie le comportement du matériau. La connaissance de l'histoire thermique est alors indispensable, en particulier, pour prédire les caractéristiques métallurgiques et donc les performances du matériau assemblé. Il faut modéliser les 2 sources de chaleur à l'origine du procédé : la puissance dissipée par frottement et la puissance dissipée par déformation plastique. Pour la première ceci nécessite de disposer d'un modèle de frottement bien calibré et de modéliser le plus précisément possible la géométrie du pion, c'est-à-dire l'action mécanique des filets quand ils sont présents sur l'outil. Pour la seconde, il faut modéliser précisément le comportement du matériau.

Nous classons l'ensemble des méthodes numériques permettant de résoudre ce problème physique en 2 catégories : l'approche fluide où nous considérons l'écoulement d'un fluide visqueux autour de l'outil de soudage, et l'approche solide où nous prenons en compte l'établissement des contraintes résiduelles dans la plaque soudée. De cette vision découlent 3 grandes catégories de méthodes numériques : les approches lagrangiennes où le maillage suit les points matériels, les approches eulériennes où le maillage voit passer les points matériels dans la zone soudée et les approches combinant les deux.

II. Formulation Lagrangienne

Dans l'approche lagrangienne, la description du domaine suit la matière dans son déplacement de sorte que le domaine de calcul possède la même vitesse que le domaine matériel. Nous commençons par traiter des méthodes lagrangiennes classiques, c'est-à-dire où le domaine est défini à l'aide d'un maillage et où les particules matérielles sont représentées par les nœuds du maillage. Des modèles aux différences finies ont été développés pour le procédé FSW (Song & Kovacevic 2003), (Palm et al. 2004), (Gallais et al. 2004) mais nous nous focalisons, dans ce document, sur la description des modèles éléments finis (EF) plus récents.

II.1. Méthode EF

La description lagrangienne d'un mouvement de matière implique que chaque particule est définie à partir de sa configuration initiale. Dans le cas de la méthode du lagrangien réactualisé, la configuration initiale est réactualisée à chaque pas de temps. Nous distinguons deux domaines, le domaine matériel représentant l'ensemble des particules du matériau et le maillage contenant l'ensemble des nœuds, qui est un sous ensemble du premier. Le maillage se déplace avec le domaine matériel au cours du temps (voir Figure II-2), c'est-à-dire que, entre deux remaillages, chacun de ses nœuds est associé à une unique particule tout au long de la simulation.

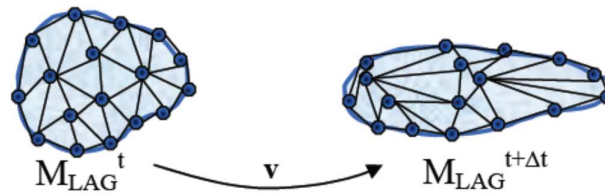


Figure II-2 : Schématisation de l'évolution du maillage avec une approche lagrangienne.

Les logiciels commerciaux lagrangiens utilisés pour la modélisation du FSW sont les suivants :

- Ansys : (Chen & Kovacevic 2003),
- Abaqus : (McCune et al. 2004), (Schmidt & Hattel 2005), (Yan et al. 2011), (Yu et al. 2012),
- Deform : (Buffa et al. 2006), (Gök & Aydin 2013),
- Forge : (Gemme et al. 2010), (Fourment et al. 2004).

Les approches sont parfois explicites, comme avec Abaqus, ce qui accélère les calculs, mais rend la convergence conditionnellement stable. Afin d'éviter ce problème, Deform et Forge utilisent une approche implicite. La description lagrangienne présente l'avantage de calculer directement l'histoire thermomécanique f de chaque particule par simple intégration temporelle :

$$d_t f = \partial_t f, \quad \text{II-1}$$

où d_t est la dérivée temporelle totale et ∂_t est la dérivée temporelle partielle. Nous visualisons sur la (Figure II-3) les champs thermomécaniques, tels que la température et les déformations, obtenus par (Buffa et al. 2009).

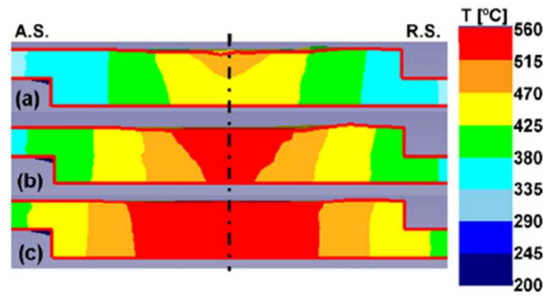


Fig. 13. Temperature distribution in a transverse section for (a) $R=500$ rpm, (b) $R=700$ rpm and (c) $R=1000$ rpm case studies (T3).

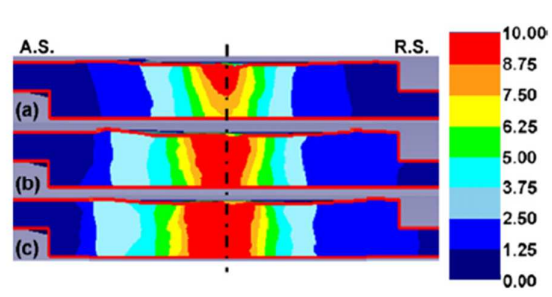


Fig. 14. Strain distribution in a transverse section for (a) $R=500$ rpm, (b) $R=700$ rpm and (c) $R=1000$ rpm case studies (T3).

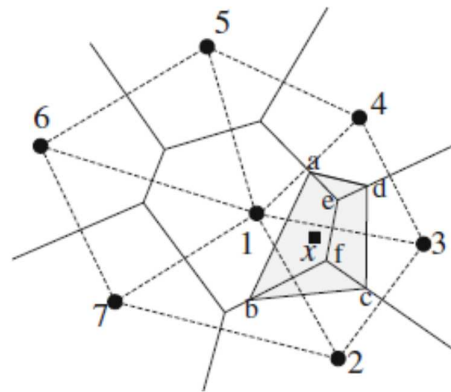
Figure II-3 : Champs de température à gauche et champs des déformations à droite avec une approche lagrangienne (Buffa et al. 2009).

Avec l'évolution de l'écoulement et conséquemment du maillage, l'aire de contact entre l'outil et la matière peut évoluer tant que l'état stationnaire n'est pas atteint. Ainsi la formulation lagrangienne permet de calculer précisément l'état de contact au cours du temps sous l'épaule et autour du pion. Le contact permet de gérer la non pénétration des nœuds dans les outils ; il peut être de différentes natures, unilatéral ou bilatéral. Le frottement, lui, peut être considéré collant ou glissant. Un contact unilatéral défini à l'interface entre l'outil et la matière signifie que la matière peut se déplacer dans les directions normales et tangentielles à l'outil ; c'est-à-dire que celle-ci peut se détacher de l'outil sans toutefois pénétrer à travers. Par opposition, un contact bilatéral n'autorise la matière à bouger que dans la direction tangentielle ; aucun décollement n'est possible. Seul le contact unilatéral permet donc de modéliser les pertes de contact entre l'outil et la pièce afin d'étudier la mise en place de défauts et plus particulièrement des trous tunnels présents en FSW. L'évolution du maillage selon le mouvement de matière permet également de suivre la surface libre et de modéliser les bavures le long de l'outil. La formulation lagrangienne permet donc de modéliser complètement le procédé au travers des phases transitoires de plongée et de début d'avance. Cependant les grandes déformations, dues à l'écoulement fortement rotationnel proche de l'outil, engendrent des distorsions importantes du maillage et ainsi une dégénérescence des éléments le constituant. Ainsi, pour considérer précisément le flux de matière proche de l'outil, il est nécessaire de recourir à de fréquents remaillages. Plusieurs techniques sont utilisées telles que le remaillage automatique (Coupez et al. 1991), (Gemme et al. 2010), global ou local. Pour contrôler la qualité des calculs, nous pouvons recourir à un remaillage adaptatif (Buffa & Fratini 2004), (Boussetta et al. 2006), (Fourment & Guerdoux 2008) c'est-à-dire qu'un critère de taille de maille local est appliqué. Il est basé sur une estimation de l'erreur de discrétisation. Le coût temporel de la simulation croît avec les procédures de remaillages. D'autre part, il y a une diffusion numérique plus importante lors des transports de champs. Ceci est une conséquence de l'interpolation des champs de vitesse, de déformations et des contraintes après remaillage, entre des maillages incompatibles.

La description EF lagrangienne permet donc de disposer de l'histoire thermomécanique des particules tout en permettant une gestion du contact et des interfaces assez précises mais le remaillage à chaque pas de temps entraîne des coûts élevés de calcul et engendre une perte de précision des résultats. Ce type de formulation s'adapte difficilement au malaxage du matériau. C'est pourquoi certains chercheurs ont développé des méthodes particulières ou sans maillage décrites dans le paragraphe suivant, dans le but de réduire ces coûts de calculs et de suivre l'évolution de chaque particule des matériaux à souder.

II.2. Méthodes particulières, méthodes sans maillage

Les méthodes sans maillage reposent uniquement sur la position de nœuds. L'intégration spatiale est effectuée comme pour les méthodes EF. Les équations de la mécanique des milieux continus permettent de modéliser l'écoulement comme pour les méthodes EF. Parmi ces méthodes nous citons celle des éléments naturels (MEN) (Alfaro et al. 2007), (Alfaro et al. 2009). A chaque pas de temps, pour un nuage de nœuds, un pavage de Voronoï constitué de cellules (dites de 1^{er} ordre) centrées sur ces nœuds est construit ainsi que son ensemble dual, la triangulation de Delaunay (voir Figure II-4), afin de définir les fonctions d'interpolation. Les nœuds dont les cellules ont une face en commun sont appelés voisins naturels, ils sont à équidistance de cette face. Les fonctions de forme sont ensuite définies en fonction du rapport d'aires des cellules de second et premier ordre (voir Figure II-4).



**Figure II-4 : Pavage de Voronoï (traits pleins) et triangulation de Delaunay (traits en pointillés).
Cellule de second ordre (aefb) (Alfaro et al. 2009).**

Ces méthodes permettent de suivre la trajectoire des nœuds et de visualiser le malaxage de la matière par le pion FSW (voir Figure II-5).

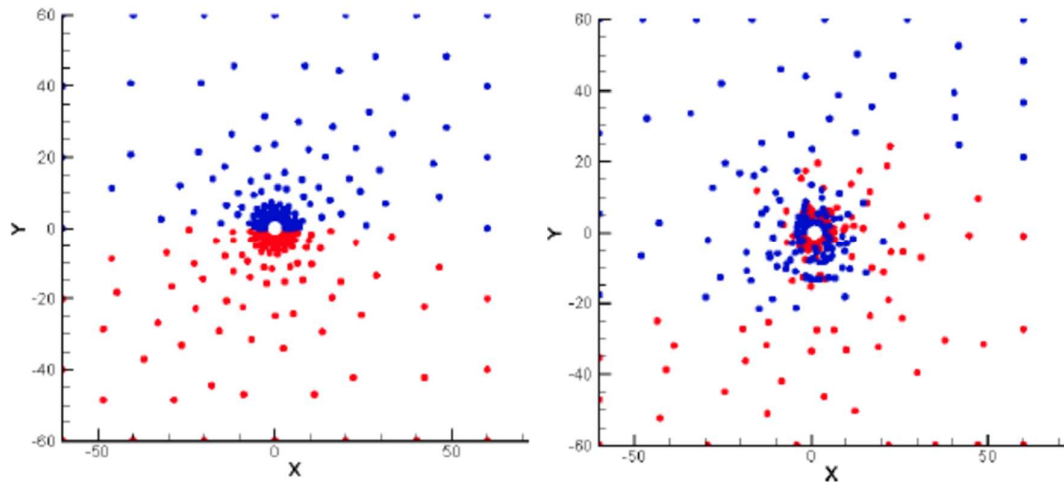


Figure II-5 : Suivi 2D du malaxage en FSW par la méthode NEM, la zone d'avance est colorée en rouge et la zone de retrait est colorée en bleu (Alfaro et al. 2007). A gauche à l'instant initial et à droite au bout de 4000 pas de temps.

La création des triangulations de Delaunay (Figure II-4), à chaque pas de temps, est pratiquement aussi coûteuse que les procédures de remaillage. En revanche, la méthode NEM permet de gérer les grandes déformations autour de l'outil et présente l'avantage de ne pas nécessiter le transport des champs puisque toutes les variables peuvent être définies aux nœuds. Ceci lui confère une meilleure précision de transport mais ne lui permet pas de modéliser aussi précisément le contact outil/matière ni la surface libre, lesquels sont 2 points importants en FSW. En effet, sans maillage reliant les particules du matériau, il faut alors recourir à des algorithmes de reconstruction de la surface, de sorte que la frontière du domaine n'est pas définie de manière aussi précise qu'avec la méthode EF.

D'autres approches sans maillage, les méthodes particulières reposent sur les équations de la mécanique des fluides. Dans ces méthodes, le fluide est vu comme un ensemble de particules sans éléments les reliant entre elles comme en EF, évitant ainsi tout problème lié à la distorsion de maillage. En l'absence de maillage, il est assez facile de raffiner les calculs en ajoutant des particules. Nous citons les méthodes SPH (smoothing particles hydrodynamics) développées initialement pour des applications en astronomie (Gingold & Monaghan 1977) et étendues à l'étude de l'interaction fluide-structure (Liu et al. 2013). Elles ont été adaptées au FSW par (Timesli et al. 2011) (voir Figure II-6) ou (Pan et al. 2013). Les interactions entre les particules sont gérées au travers des équations de continuité et de quantité de mouvement, ce qui implique que la température est calculée à partir du champ des vitesses calculé et non à partir du frottement de l'outil sur la matière. A l'instar des méthodes NEM elles gèrent difficilement le contact et surtout le frottement considéré collant.

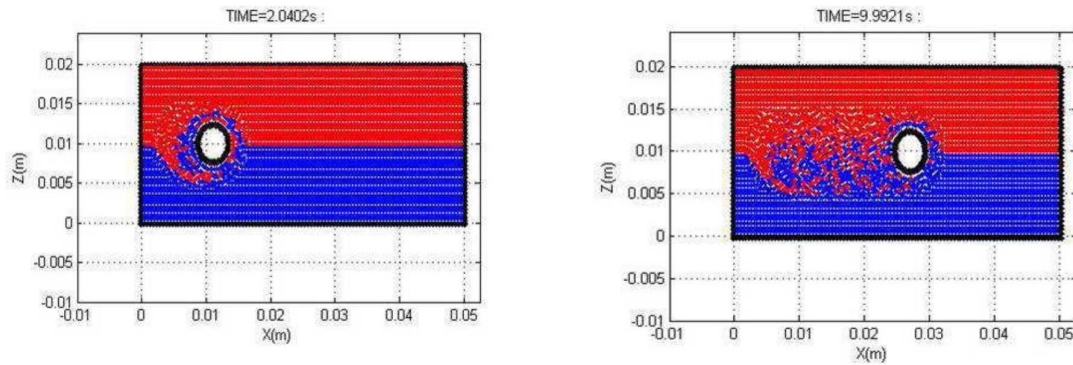


Figure II-6 : Suivi 2D de particules malaxées par l'outil avec la méthode SPH (Timesli et al. 2011).

D'autres méthodes particulières appelées MPS (moving particle semi-implicit) appliquées par exemple à l'étude de la fission d'un fluide (Koshizuka & Oka 1996) ou aux écoulements multiphasiques (Shakibaeinia & Jin 2012) ont également été adaptées à la modélisation du FSW (Yoshikawa et al. 2012). Elles ressemblent aux méthodes SPH à la formulation de l'approximation des dérivées spatiales près. L'approche a été étendue à la modélisation du soudage de matériaux différents (voir Figure II-7). Elles ont été développées en 3D et permettent alors de représenter l'évolution de la surface libre et le contact à l'interface outil/pièce. Ces méthodes sont alors très attractives. Cependant, le contact à l'interface outil / pièce est comme précédemment considéré comme collant. La chaleur dissipée par frottement de l'outil sur le matériau est négligée et seule la chaleur dissipée par déformation plastique, lors du malaxage de l'outil, est prise en compte.

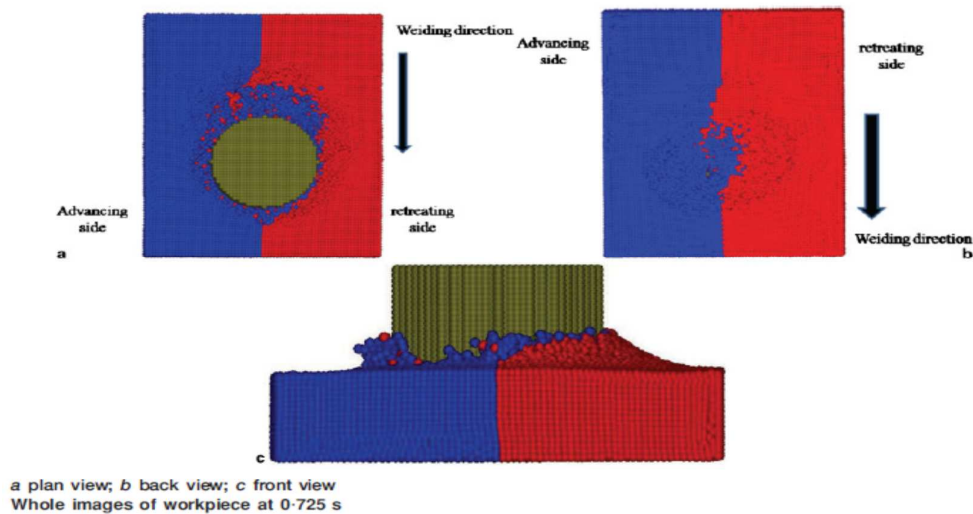


Figure II-7 : Suivi 3D de particules avec la méthode MPS : soudage des aluminums 5056 en rouge et 1100 en bleu (Yoshikawa et al. 2012).

D'autres méthodes particulières ont été développées pour mieux traiter le contact. Les auteurs (Iordanoff et al. 2008), (Terreros et al. 2009) ont adapté la méthode des éléments discrets (DEM) afin de l'appliquer au FSW. Dans les approches EF, les corps sont modélisés par une représentation

continue ; nous considérons que les discontinuités sont très faibles par rapport à la taille caractéristique du corps. Dans le cas du FSW où le contact et le frottement jouent un rôle très important, il peut être intéressant d'adopter une approche plus fine de leur modélisation qu'un modèle continu, et cela en se plaçant à une échelle plus fine. Afin d'avoir plus de détails sur la théorie de cette méthode le lecteur peut se référer à (Terreros 2013). Les méthodes DEM sont initialement utilisées pour les procédés liés aux poudres cependant il existe des applications plus proches du FSW (Iordanoff et al. 2002) dans le sens où l'étude traite du frottement, du contact et de l'usure en présence du 3^{ème} corps.

(Terreros et al. 2009) ont notamment comparé la cohésion entre les particules calculée numériquement avec la DEM, à la dureté expérimentale du matériau. Nous pouvons voir sur la Figure II-8 que la dureté du matériau et la cohésion entre les particules décroissent avec la température lorsqu'on s'éloigne du cordon de soudure et qu'elles sont maximales dans le noyau ou les déformations sont les plus fortes.

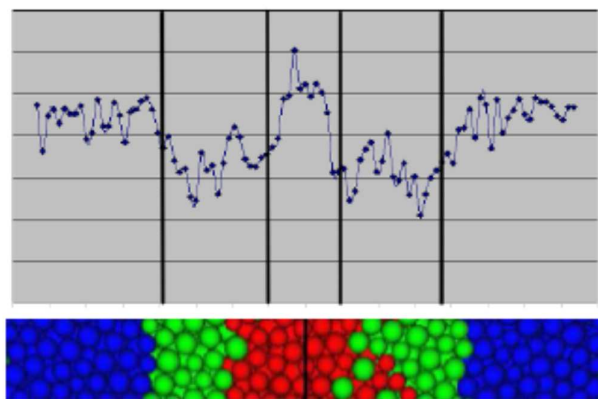


Figure II-8 : Coupe perpendiculaire au cordon de soudure. Comparaison entre le profil de dureté obtenue expérimentalement (haut) et la cohésion entre les particules obtenue numériquement (bas), bleu : matériau de base, vert : cohésion la plus faible et rouge : cohésion les plus forte. (Terreros et al. 2009).

Nous visualisons sur la Figure II-9, le malaxage lors du soudage de 2 matériaux différents.

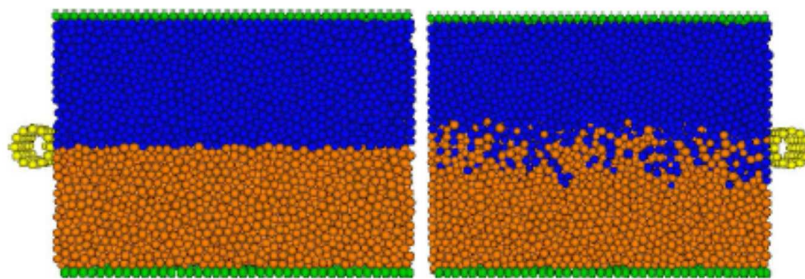


Figure II-9 : Malaxage de 2 matériaux par l'outil FSW (Terreros et al. 2009).

Selon les auteurs, le modèle 3D proposé présente des temps de calcul élevés dus principalement à la recherche du contact entre les particules. Pour les réduire, ils envisagent de coupler la méthode DEM dynamique à la méthode DEM statique dans les zones où les mouvements sont nuls, c'est à dire loin de l'outil, et à la méthode EF pour calculer plus rapidement l'évolution thermique dans les zones où les mouvements sont faibles mais où un gradient thermique existe (voir Figure II-10).

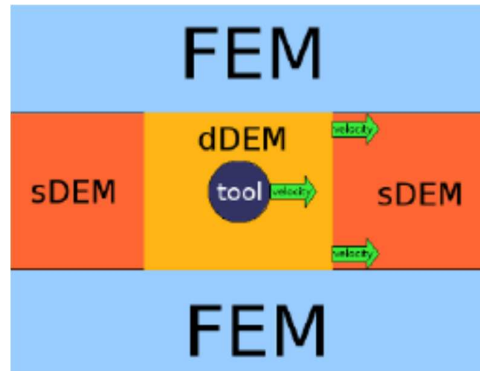


Figure II-10 : Modèle couplé MEF-DEM afin d'accélérer les temps de calculs (Terreros et al. 2009).

En conclusion les méthodes particulières ou sans maillage sont adaptées au FSW dans le sens où elles permettent de prendre en compte l'écoulement en s'affranchissant des remaillages liés aux dégénérescences du maillage. Les méthodes particulières sont capables de modéliser l'interaction des particules de différents matériaux et leur malaxage ce qui est très adapté au soudage de matériaux différents lorsqu'une loi de comportement de mélange est définie, et/ou à l'étude d'outils de géométries complexes. Cependant elles gèrent difficilement le contact et tout particulièrement le frottement. Un contact collant modélise l'interaction outil/matière et néglige donc la dissipation de chaleur par frottement ce qui tend à surestimer les déformations plastiques et la chaleur dissipée si les particules ne sont pas d'une taille suffisante pour modéliser un 3^{ème} corps. De plus elles s'avèrent coûteuses car pour atteindre le niveau de précision des approches EF, la taille des particules doit être beaucoup plus faible que la taille de maille (Pan et al. 2013), et qu'à taille de maille égale les méthodes EF sont plus performantes. Quant aux méthodes sans maillage, le frottement peut y être modélisé de la même manière qu'avec les méthodes EF, mais le problème réside dans l'intégration le long de la surface de frottement.

III. Formulation Eulérienne

L'ensemble des méthodes lagrangiennes présentées permettent chacune de résoudre une partie du problème mais pas son intégralité. En réponse à la méthode éléments finis lagrangienne résultant en un coût de calcul élevé et une perte de précision liée aux remaillages intensifs pour corriger les distorsions de maillage, des chercheurs se sont tournés vers une formulation eulérienne, souvent utilisée en mécanique des fluides (CFD).

III.1. Méthodes classiques

Dans cette approche, le maillage est fixe et la matière s'écoule au travers de celui-ci. Chaque nœud du maillage est donc occupé successivement par différentes particules (voir Figure II-11).

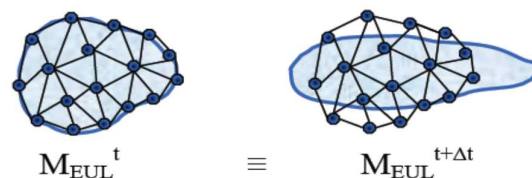


Figure II-11 : Schématisation de l'évolution du maillage avec une approche eulérienne.

Les codes commerciaux basés sur une formulation eulérienne et utilisés en FSW sont Fidap (Ulysse 2002), Comsol (Roy et al. 2012) et surtout Fluent (Langerman & Kvalvik 2003), (Colegrove & Shercliff 2004) ou Ansys Fluent (Wang et al. 2013). Intrinsèquement à la formulation eulérienne, l'histoire thermomécanique du champ f doit être transportée du domaine matériel sur le domaine maillé et est donc accessible par la résolution d'une équation de transport, lors de l'intégration temporelle des équations :

$$d_t f = \partial_t f + v \nabla f, \quad \text{II-2}$$

où v est la vitesse d'advection, soit la différence entre la vitesse matérielle et la vitesse de maillage et ∇f est le gradient spatial du champ. Le calcul de ce terme d'advection introduit, comme dans tout schéma d'intégration temporelle, des erreurs et de la diffusion numérique. Cependant cette erreur peut être contrôlée dans l'espace et dans le temps avec une formulation robuste. La représentation eulérienne est fréquemment utilisée pour simuler l'écoulement des fluides ; elle est ainsi bien adaptée au calcul de l'écoulement de matière autour de l'outil FSW en rotation (Cho et al. 2007), (Cho et al. 2008), (Jacquin et al. 2011), (Roy et al. 2012). Sur la Figure II-12, nous visualisons l'influence de la vitesse de rotation sur l'écoulement qui devient alors asymétrique. L'absence de mouvement de maillage enlève toutes les imprécisions dues aux remaillages.

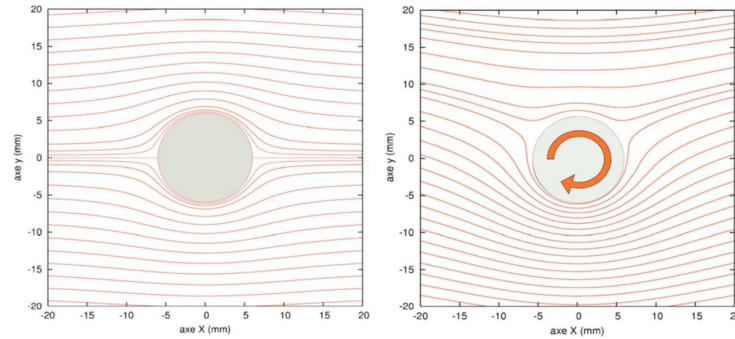


Figure II-12 : Influence de l'action de l'outil FSW sur l'écoulement de matière au travers de la visualisation des lignes de courant : l'outil est fixe en rotation à gauche, il est en rotation à droite (Jacquin et al. 2011).

La formulation eulérienne est adaptée pour modéliser la phase stationnaire d'avance et tout particulièrement le flux de matière autour de l'outil mais elle gère difficilement le contact entre l'outil et la matière. Le maillage étant fixe, elle ne permet pas de suivre l'évolution de la surface libre et de la surface de contact ; ce sont deux données d'entrée du modèle qui sont définies au préalable, par l'expérience. Un point négatif de cette approche est alors de ne pas pouvoir prédire la formation de trous, seuls des indicateurs de défauts sont disponibles. (He et al. 2008) contournent ce problème en modélisant un endommagement du matériau soudé au travers de l'évolution de la fraction volumique de la porosité. Comme le contact n'évolue pas, cette approche calcule ainsi un état stationnaire, directement ou non, ce qui lui donne l'avantage de temps de calcul réduits par rapport aux approches où le maillage est en mouvement. L'état stationnaire étant atteint, il est alors possible de coupler efficacement le modèle thermomécanique eulérien à des modèles microstructuraux (Boyce et al. 2006) ou métallurgiques (Cho et al. 2007), (Carlone & Palazzo 2013) en y injectant la température calculée par le modèle macroscopique. Nous reviendrons sur les différentes applications de cette approche en FSW dans la suite de ce chapitre.

L'approche eulérienne EF présente donc des avantages pour la simulation du flux de matière, qui est très important et complexe en FSW. En raison de son faible coût de calcul elle peut facilement être couplée à des modèles numériques microstructuraux permettant alors de prédire les performances mécaniques du joint soudé. Cependant elle présente des difficultés pour modéliser précisément le contact et les surfaces libres (dont le pourcentage de l'épaulement effectivement en contact). De plus elle n'est pas adaptée pour considérer géométriquement des outils de géométries complexes telles que la présence de filets, de « canaux » (ribs) ou des pions non circulaires. C'est pourquoi certains auteurs ont développé des méthodes numériques particulières, se rapprochant des méthodes ALE (arbitrairement lagrangiennes eulériennes) que nous décrivons par la suite.

III.2. Méthodes particulières

(Feulvarch et al. 2011) et (Chiumenti et al. 2013b) ont mis au point une méthode numérique spécifique au FSW en utilisant le formalisme eulérien. Le but est d'observer l'influence de géométries d'outils FSW complexes sur l'écoulement et la thermique. Par géométries complexes, il est question d'outils à géométries non symétriques et présentant des particularités tels que des canaux, des gorges ... En effet de telles géométries induisent des mouvements des aires de contact au cours du soudage qui ne peuvent être modélisés avec un maillage fixe.

Le domaine de calcul des pièces à souder est divisé en deux parties. La zone proche de l'outil, cylindrique, appelée la zone de malaxage (zone en gris sur la Figure II-13) est modélisée par l'approche eulérienne et est soumise à un mouvement de translation ainsi qu'à un mouvement de rotation dont les vitesses sont égales à celle de l'outil. Tandis que la zone représentant le reste de la pièce (zone en vert sur la Figure II-13) est modélisée par l'approche eulérienne habituelle et n'est soumise qu'à un mouvement de translation.

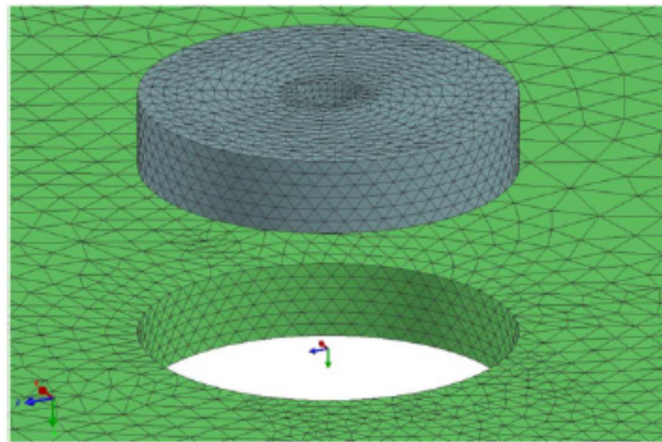


Figure II-13 : Division du domaine maillé en 2 sous domaines : le domaine en gris représentant la zone de malaxage proche de l'outil tourne à la vitesse de l'outil ; le domaine en vert représentant le reste de la pièce est fixe en rotation (Feulvarch et al. 2013).

Dans la zone de malaxage, la vitesse du maillage eulérien est égale à celle de l'outil. Comme le maillage tourne, à l'inverse du maillage du reste de la pièce, celui-ci est défini minutieusement, afin de conserver la conformité à l'interface entre les 2 zones, de manière périodique pour que les nœuds des 2 zones soient en cohérence lors de la rotation (voir Figure II-14). Le pas de temps est alors calculé en fonction de cette période et de la vitesse de rotation.

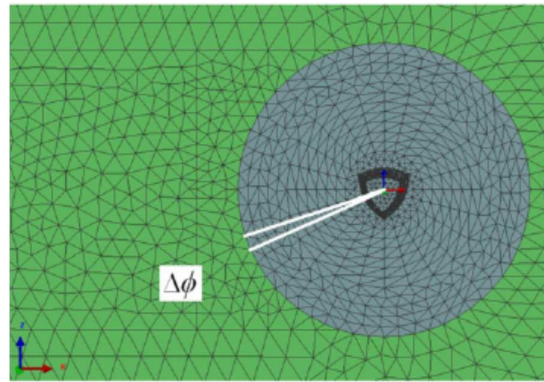


Figure II-14 : Mouvement périodique du domaine ALE par rapport au domaine eulérien (Feulvarch et al. 2013).

(Chiumenti et al. 2013b) ont utilisé cette approche afin de modéliser le soudage FSW à l'aide d'un pion triflute (voir zone en vert sur la Figure II-15).

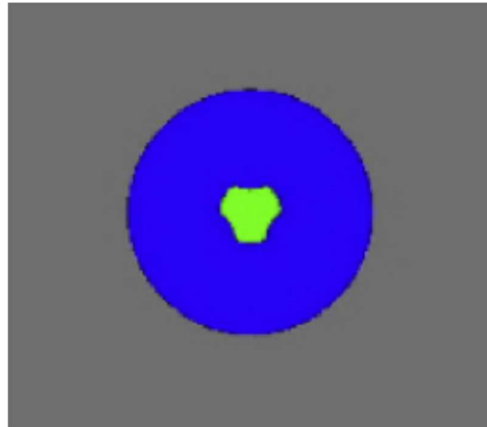


Figure II-15 : Domaine de calcul : pion (en vert) = approche lagrangienne ; zone de malaxage (en bleu) = approche ALE ; reste de la pièce (en gris) = approche eulérienne (Chiumenti et al. 2013b).

Cette approche, basée sur une astuce spécifique du maillage, permet de considérer des géométries d'outils très complexes avec une erreur de convection des champs nodaux nulle et des temps de calcul faibles par rapport à une formulation ALE. Sa limitation est que le matériau doit rester en contact avec l'outil de sorte qu'un contact bilatéral est modélisé à l'interface outil/matière. En ce sens les défauts de soudage tels que les trous ne peuvent pas être simulés et l'empreinte de l'épaule sur le matériau est supposée parfaite. C'est pourquoi les méthodes Arbitrairement Lagrangienne ou Eulérienne (ALE), combinant à la fois les avantages des méthodes eulériennes et ceux des méthodes lagrangiennes, ont été elles aussi adaptées au procédé FSW.

IV. Formulation ALE

Les approches lagrangienne et eulérienne ont toutes les deux des difficultés à modéliser le contact et le suivi de la surface libre. En effet, en lagrangien le coût de calcul est élevé pour obtenir une représentation précise du contact ; quant à la formulation eulérienne, elle nécessite de définir a priori la surface de contact puisque celle-ci n'évolue pas, à moins de la coupler à un suivi d'interfaces de type level-set ou d'utiliser des approches eulériennes de type volume of fluide (VOF) ou encore d'effectuer des itérations de surface libre comme dans (Ripert 2014) pour une application au laminage. Ce type de méthode nécessite généralement d'adapter le maillage à la déformation de la surface, ce qui présente certaines difficultés. Il n'existe pas de telles méthodes appliquées au FSW dans la littérature, à ce jour. Ainsi, lorsqu'une connaissance précise de l'interface outil/matière et de la surface libre est indispensable, une formulation combinant les 2 approches précédentes devient nécessaire : la formulation arbitrairement lagrangienne eulérienne. Le code Abaqus explicite est le plus souvent utilisé dans ce contexte (Schmidt & Hattel 2005), (Zhang et al. 2007), (Zhang & Zhang 2009), (Al-Badour et al. 2013), (Malik & Hebbar 2014). Il y a aussi Forge, qui est un code implicite, (Fourment & Guerdoux 2008) ou Ansys (Esmaily & Shokuhfar 2010). Le principe de cette méthode ALE est de gérer le maillage indépendamment de la matière. Le maillage est régularisé, c'est-à-dire que les nœuds sont déplacés afin de conserver la qualité des éléments, et aucun nœud n'est ajouté. Le nombre d'éléments et les connectivités sont ainsi conservés (voir Figure II-16). Ceci permet de réduire considérablement les distorsions de maillage en FSW. Le mouvement du maillage est de type eulérien dans la direction tangente à l'outil et à la surface de la plaque et de type lagrangien dans les directions radiales et verticales de manière à suivre la surface libre et l'évolution du contact outil/pièce. Une présentation plus détaillée de cette approche dans le logiciel Forge est présentée au Chapitre III.

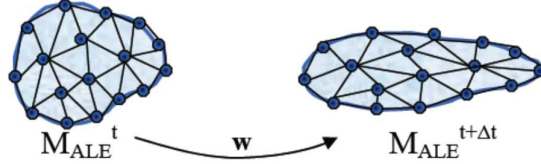


Figure II-16 : Schématisation d'une approche ALE.

Un terme convectif dû à la différence de vitesse entre le maillage et la matière apparaît dans l'équation de transport :

$$d_t f = \partial_t f + (v - w) \nabla f \quad \text{II-3}$$

où w est la vitesse de maillage. Ces méthodes sont certes plus coûteuses que les approches eulériennes puisque le maillage n'est plus fixe mais elles permettent de prédire le contact et la surface libre. Elles sont par contre moins coûteuses que les approches lagrangiennes car elles ne nécessitent pas autant de remaillages. La description ALE permet de modéliser plus exactement et plus efficacement le procédé dans la zone proche de l'outil durant les phases transitoires, lorsque les états de contact et thermiques ne sont pas correctement stabilisés ou sont inconnus. Elle permet donc de modéliser les principaux défauts en FSW tels que les trous ou les bavures. La Figure II-17 compare les résultats, au bout de 7 s, avec un maillage fixe (approche eulérienne) où la zone de contact est une donnée d'entrée résultant de calculs préalables ou d'une bonne connaissance du procédé, avec l'approche ALE où le contact évolue dans le temps jusqu'à ce que le procédé se stabilise. Nous notons une température significativement plus élevée de 15 à 30 °C dans le cas ALE due à un contact mieux établi et donc à un échauffement

plus important sous l'épaule et le long du pion. Il en résulte des valeurs plus fortes de la pression et des contraintes de contact notamment en bout de pion. Les résultats ont été comparés à l'expérience depuis des mesures de températures et de force dans l'outil (Fourment & Guerdoux 2008). Les auteurs valident la solution ALE, très proche des valeurs expérimentales.

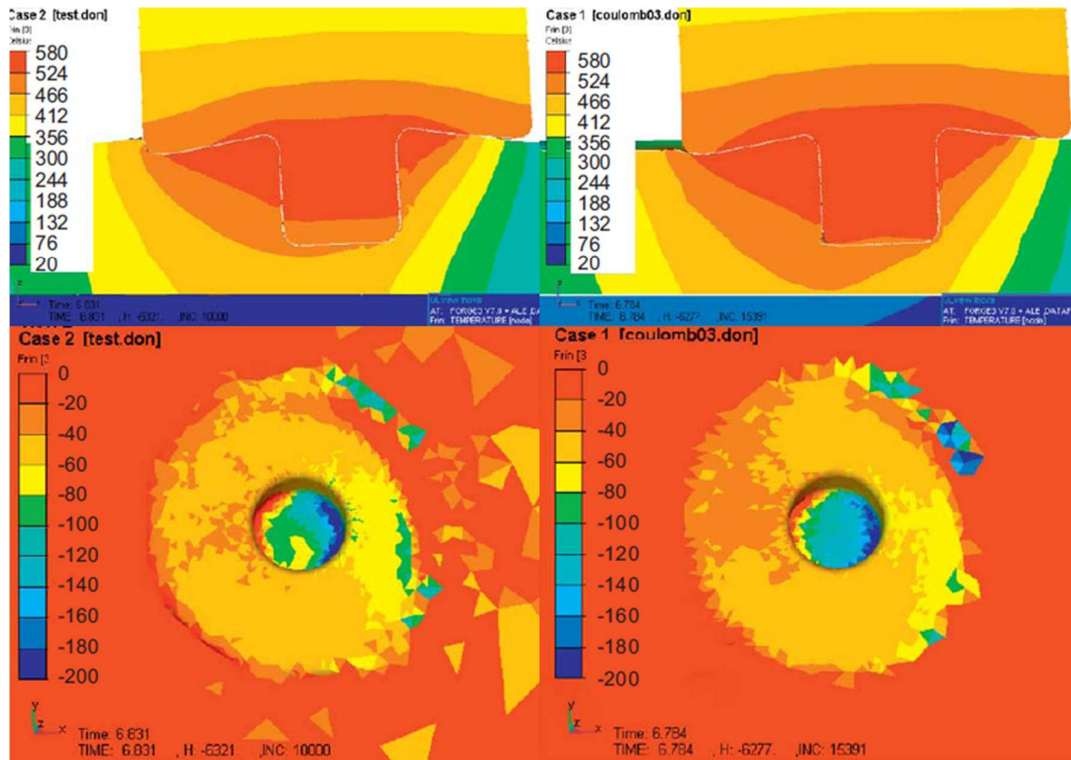


Figure II-17 : Distribution des contraintes normales (en bas), des températures (en haut) en eulérien (à gauche) ou ALE (à droite) pour un frottement de Coulomb (Assidi et al. 2010).

V. Applications

V.1. Contrainte résiduelles

Après le passage de l'outil FSW, la matière se refroidit provoquant des retours élastiques dus aux contraintes résiduelles. Afin de prédire la forme finale des pièces soudées, la modélisation de ces contraintes résiduelles est décisive. L'approche lagrangienne, où le maillage évolue avec la matière dans toute la pièce, couplée à une loi de comportement élastoplastique du matériau permet de calculer les champs de déformations et de contraintes dans la pièce. Ainsi le calcul des contraintes résiduelles est possible, (McCune et al. 2004), (Fratini et al. 2010), (Yan et al. 2011).

(Fratini et al. 2010) ont obtenu un bon accord entre la distribution des contraintes résiduelles calculées et celles trouvées dans la littérature expérimentale. Les contraintes résiduelles longitudinales sont plus importantes que celles transverses. Ces auteurs ont obtenu le profil de contraintes visible sur la Figure II-18. Le comportement en traction proche de l'outil est dû au malaxage et à l'échauffement de la matière alors que la matière est froide et non déformée sur les bords de la tôle, d'où un comportement en compression. Les 2 pics observés correspondent à l'épaulement. La chute des contraintes au niveau de la ligne de soudure est due à la température locale élevée entraînant une dissolution des précipités soit une diminution de la limite d'élasticité et donc de la formation de contraintes résiduelles.

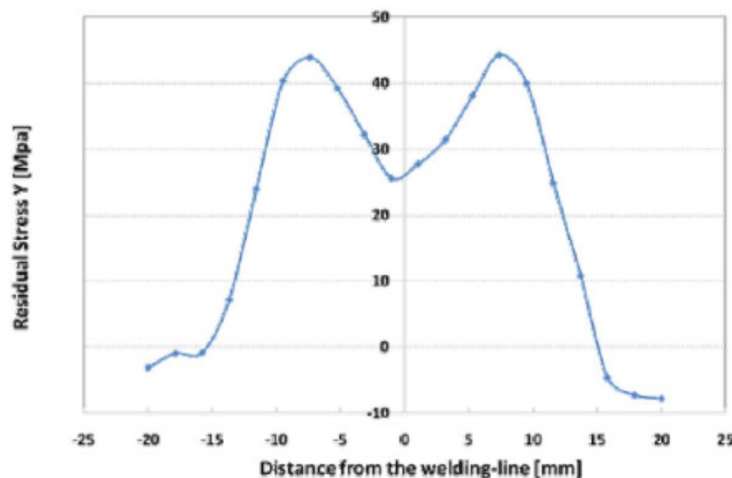


Figure II-18 : Contraintes résiduelles longitudinales en fonction de la distance au cordon de soudure (Fratini et al. 2010).

(Yan et al. 2011) ont obtenu un profil de la tôle après le soudage (voir Figure II-19) où il est visible que la forme de la tôle est convexe dans le sens longitudinal et concave dans le sens transverse. Ils sont allés plus loin dans la validation en comparant leurs résultats à des résultats expérimentaux. Ils ont obtenu une bonne corrélation sur la mesure de température dans la plaque, malgré une non asymétrie du champ de température comme dans la réalité, en raison de l'utilisation d'un modèle de la source de chaleur symétrique. Les tendances de la déformée sont en accord avec la simulation (voir Figure II-19) et plus précisément l'erreur est inférieure à 20 %. Ils ont également étudié les contraintes résiduelles sur une structure avec des raidisseurs (voir Figure II-20). Il s'avère que les contraintes résiduelles suivent alors le même profil mais elles sont plus faibles, principalement dans la direction

longitudinale. Les contraintes longitudinales ont ainsi été plus fortement diminuées car ces contraintes étaient dues principalement au flambage de la tôle.

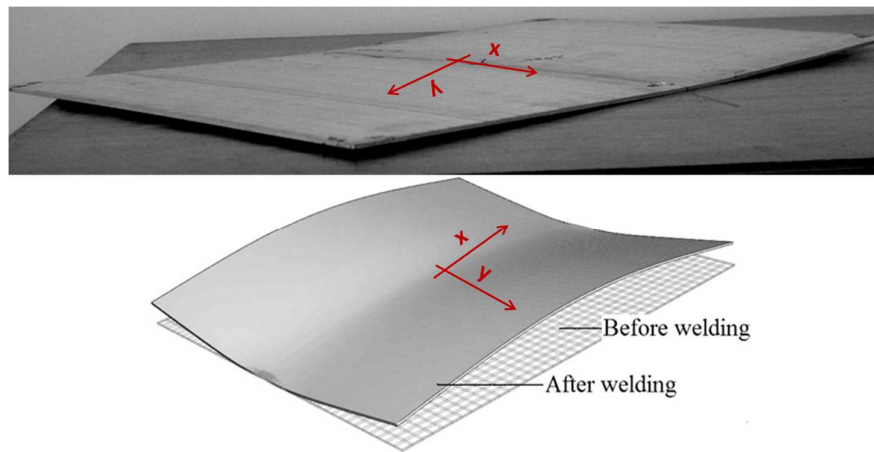


Figure II-19 : Résultats expérimentaux (haut) et numériques (bas) de retours élastiques (Yan et al. 2011).

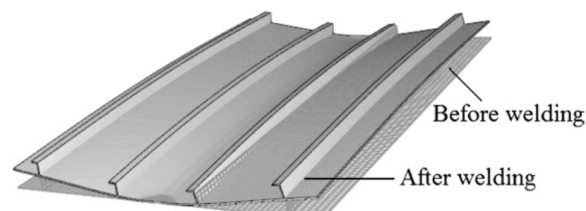


Figure II-20 : Contraintes résiduelles calculées sur une tôle contenant des raidisseurs (Yan et al. 2011).

La méthode lagrangienne n'est pas la seule à pouvoir calculer ces contraintes résiduelles ; une approche découplée peut également être utilisée. (Zhang & Zhang 2009) ont modélisé le champ thermique à l'aide d'une approche ALE et ils ont ensuite injecté ce champ dans une plaque à laquelle ils ont fait subir un refroidissement suivant une approche lagrangienne. Ils ont observé que lorsque les deux vitesses d'avance et de rotation augmentent, les contraintes résiduelles augmentent également. Les contraintes résiduelles peuvent finalement servir à prédire la propagation de fissures (Citarella et al. 2013).

V.2. Modélisation du soudage multi-matériaux

Les méthodes les plus appropriées pour modéliser un soudage de différents matériaux sont les méthodes particulaires car il est aisé de suivre l'évolution des particules de chaque matériau. (Yoshikawa et al. 2012) ont modélisé le soudage des aluminiums 5056 et 1100 (voir Figure II-21). Chaque particule de chaque nuance d'aluminium est définie par ses propriétés matériau.

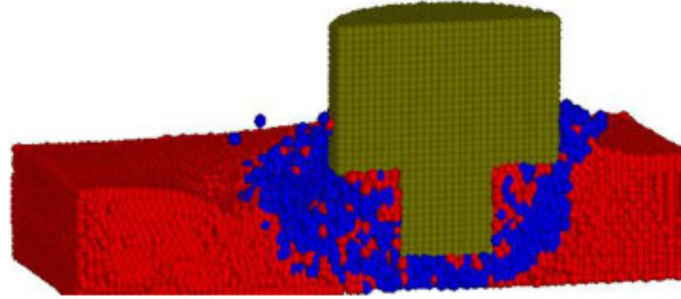


Figure II-21 : Malaxage en 3D de 2 aluminiums 5056 en rouge et 1100 en bleu, avec la méthode particulaire MPS (Yoshikawa et al. 2012).

En plus de la modélisation du malaxage des 2 matériaux, les champs thermomécaniques tels que la température (voir Figure II-22) et la viscosité (voir Figure II-23) du matériau sont calculés. Les auteurs observent que la zone déformée semble être plus large qu'en expérimental. Ceci serait dû à un calcul de la viscosité inexact, en effet celle-ci est calculée sans seuil sur la température ou le taux de déformations. En réalité, l'écoulement plastique ne peut avoir lieu si la température est trop faible ou si le taux de déformations est trop élevé (Yoshikawa et al. 2012).

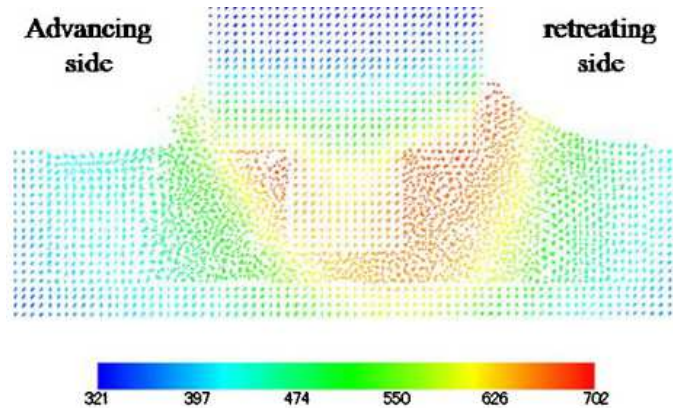


Figure II-22 : Champ de température pour le soudage de 2 alliages différents avec une méthode particulaire (Yoshikawa et al. 2012).

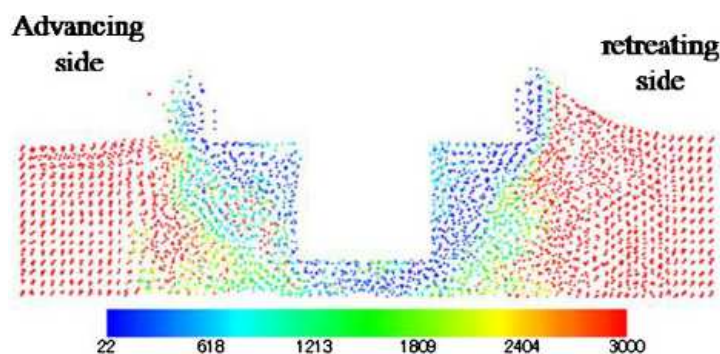


Figure II-23 : Viscosité dynamique (Yoshikawa et al. 2012).

Ce ne sont pas les seules méthodes que nous recueillons dans la littérature pour ce genre d'étude. Les auteurs (Fratini et al. 2010) ont utilisé une approche lagrangienne pour modéliser un soudage en T d'un 2024 sur du 7075. Pour cela, ils ont intégré une fonction de transformation de phase permettant de connaître la fraction volumique de chaque matériau au sein de la plaque à souder, les 2 matériaux étant considérés comme 2 phases d'un seul matériau. Les résultats numériques sont en accord avec les essais expérimentaux (voir Figure II-24).

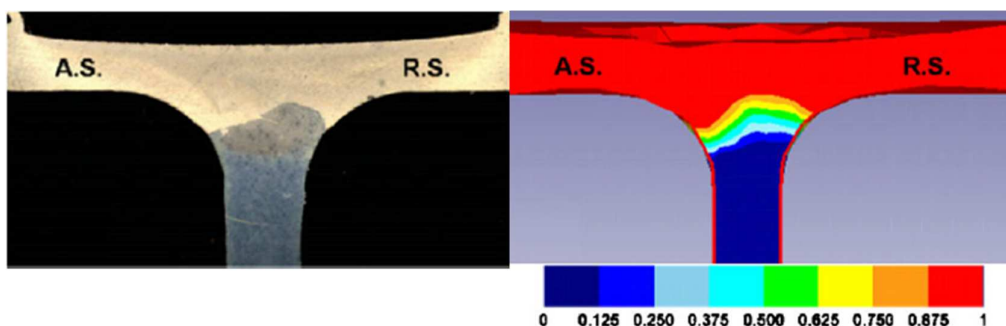


Figure II-24 : Fraction volumique du 2024 par rapport au 7075 (AS = advancing side et RS = retreating side) : à gauche coupe expérimentale et à droite calcul numérique (Fratini et al. 2010).

V.3. Prédiction des défauts de soudure

La qualité d'une soudure se distingue par l'absence de trous tunnels, de porosités, de bavures ou de flashes - c'est-à-dire des bavures de tailles plus importantes. Il est possible de modéliser de tels défauts lorsque l'approche numérique utilisée permet de suivre l'évolution de la surface libre du domaine et qu'un contact unilatéral modélise l'interface entre l'outil et la tôle. Les méthodes en question reposent sur des formulations lagrangiennes et ALE. Ce suivi de surface libre permet de modéliser l'apparition de bavures (Fourment & Guerdoux 2008) (voir Figure II-25) et d'en comprendre la formation. En suivant le mouvement des particules, (Zhang 2008) ont pu observer que lors de la création de bavures, les particules en rotation sur le bord de l'épaule étaient déposées du côté de la zone retrait car elles n'entraient pas sous l'épaule.

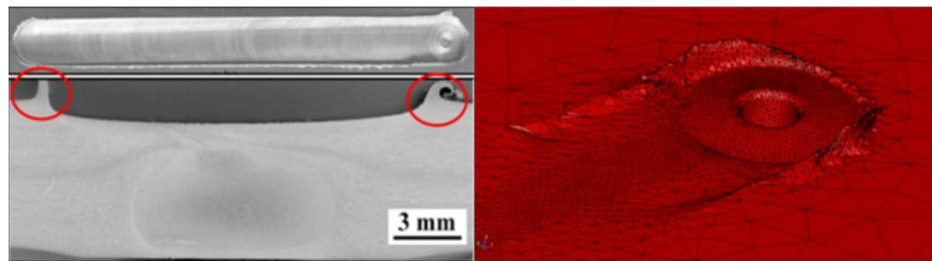


Figure II-25 : Comparaison expérimentale/numérique d'une bavure (Fourment & Guerdoux 2008).

Avec ces approches, le contact est modélisé précisément, ce qui est un point important car celui-ci n'est pas immédiatement stabilisé lors de l'opération de soudage comme nous pouvons le voir dans (Assidi et al. 2010) (voir Figure II-26). L'approche ALE permet de calculer plus rapidement cet état de contact.

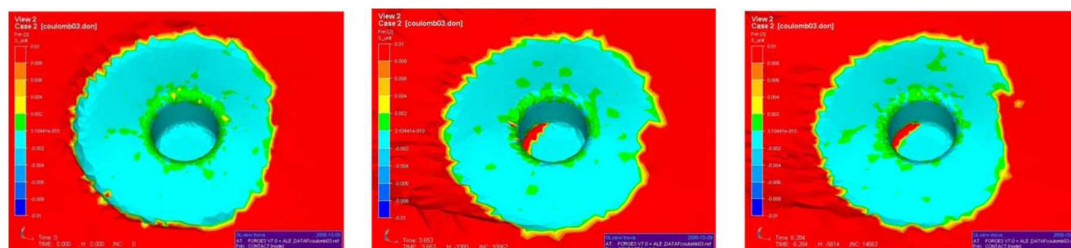


Figure II-26 : Evolution de la surface de contact, à 0s (gauche), après 0.5s (milieu) et 7s (droite) – Gris / bleu = contact, noir/rouge = surface libre (Assidi et al. 2010).

Afin de modéliser les décollements qui vont entraîner la formation de trous en arrière du pion, il est nécessaire d'utiliser un contact unilatéral autorisant la matière à bouger dans la direction normale à l'outil (tandis que son déplacement dans la direction tangentielle est régi par la loi de frottement). L'approche lagrangienne (Buffa & Fratini 2004), (Tutunchilar et al. 2012), (Gök & Aydin 2013) permet ainsi de modéliser un trou tunnel (voir Figure II-27). Certains auteurs expliquent sa création à l'aide du champ de déformations des particules placés autour de l'outil (Buffa et al. 2013).

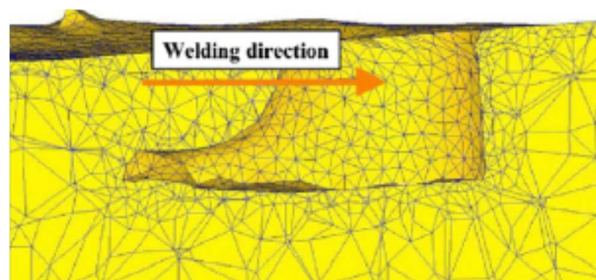


Figure II-27 : Trou tunnel en arrière de pion simulé numériquement (Tutunchilar et al. 2012).

De même, l'approche ALE permet de modéliser ces trous tunnels mais à moindre coût de calcul. (Schmidt & Hattel 2005) ont ainsi validé leur modèle en terme de température dans la plaque, de force et de couple dans l'outil pour obtenir une bonne corrélation avec l'expérience, avant de modéliser un trou en arrière de pion (voir Figure II-28). Nous retrouvons la modélisation de ces défauts dans

(Fourment & Guerdoux 2008), (Zhang & Zhang 2009). En plus de les modéliser, certains auteurs ont récemment étudié l'influence du coefficient de frottement sur la formation de défauts (Al-Badour et al. 2013), (Malik & Hebbar 2014) : plus il augmente et plus la taille du défaut diminue.

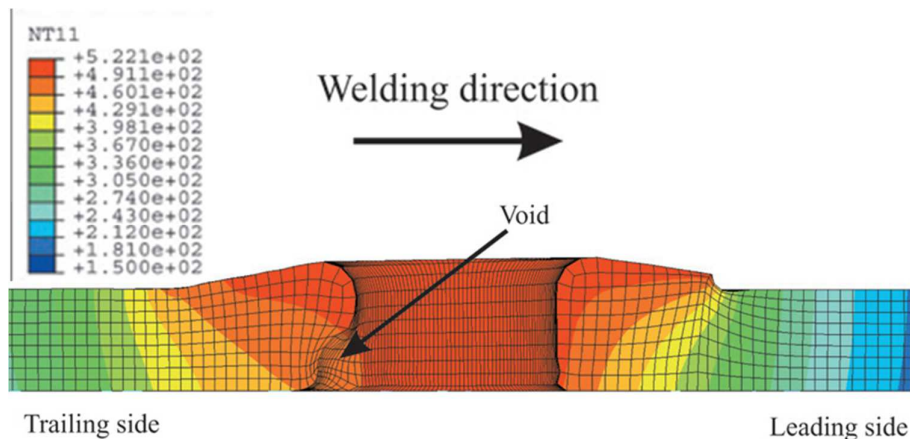


Figure II-28 : Formation d'un trou à l'arrière du pion (Schmidt & Hattel 2005).

Malgré le fait que la formulation eulérienne ne permette pas de modéliser ces décollements, (He et al. 2008) ont pu les estimer au travers de l'évolution de la fraction volumique de porosité. A l'instant initial ils ont considéré une fraction volumique de 0.01% de porosité dans le matériau de base ; celle-ci évolue au cours du soudage et principalement à l'arrière du pion du côté de la zone d'avance où des valeurs de porosité maximales sont observées (voir Figure II-29).

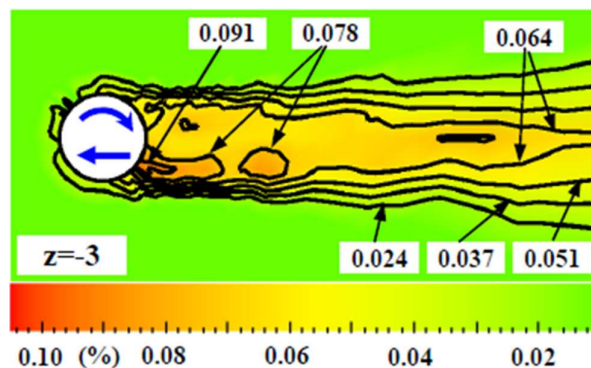


Figure II-29 : Contour de la porosité en fraction volumique (He et al. 2008).

V.4. Caractérisation de la qualité de la soudure

V. 4. a. Microstructure

Lorsque le modèle thermique est validé, il peut être couplé à des modèles microstructuraux (Boyce et al. 2006), (Cho et al. 2007). Ce couplage peut, par exemple, permettre de visualiser la zone de soudure (Boyce et al. 2006), celle-ci est comparée à celle expérimentale sur la Figure II-30. Nous notons une similitude de la zone malaxée même si elle semble moins étendue sous l'épaulement dans le modèle numérique. La microstructure est également observable au travers de la taille de grains (Carlone & Palazzo 2013) (voir Figure II-31) qui a été comparée à des données expérimentales et a montré une bonne corrélation.

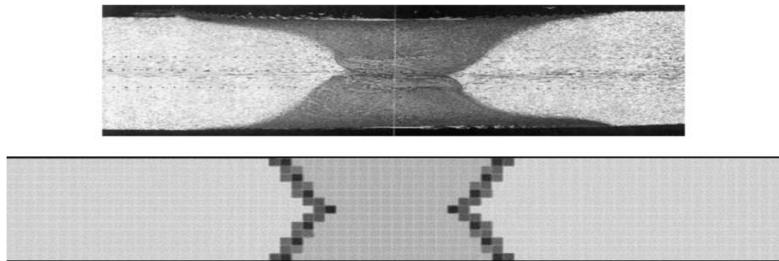


Figure II-30 : Zone de soudure expérimentale en haut et modélisée en bas (soit l'ensemble de la ZAT, de la ZATM et du noyau) (Boyce et al. 2006).

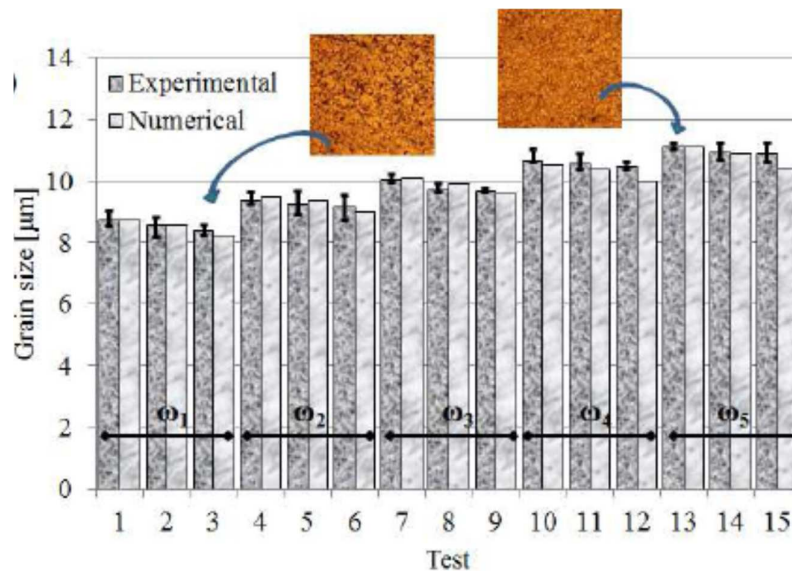


Figure II-31 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques sur la taille de grains à mi-hauteur de la ligne de soudure (Carlone & Palazzo 2013).

Les approches eulériennes n'ont pas l'exclusivité des études microstructurales. (Pan et al. 2013) ont réalisé une telle étude à l'aide d'une approche particulière SPH, nous visualisons la taille de grains dans la section transverse au cordon de soudure sur la Figure II-32.

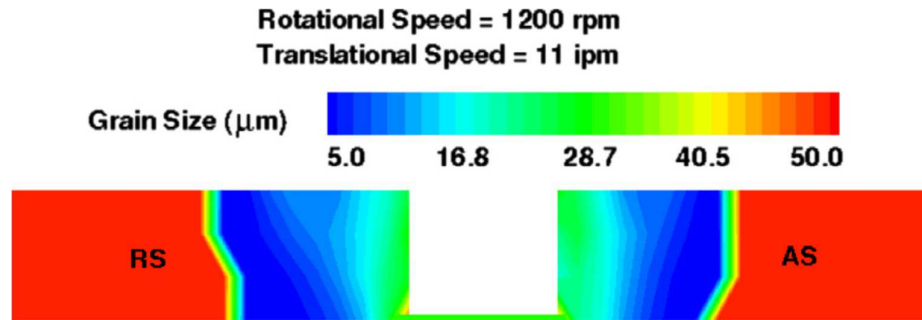


Figure II-32 : Taille de grain dans le plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure (Pan et al. 2013).

V. 4. b. Dureté, tenue mécanique

La carte microstructurale est corrélée à la métallurgie du matériau afin de prédire les performances mécaniques des tôles soudées. (Cho et al. 2007) ont comparé le profil de température obtenue dans la plaque par rapport à l'expérience et ont obtenu une bonne corrélation. Ils ont ensuite modélisé l'écrouissage du matériau et ont pu calculer la résistance mécanique de l'assemblage final (voir Figure II-33 b) lequel est raisonnablement cohérent avec le profil de dureté du matériau obtenu expérimentalement (voir Figure II-34). La résistance de la zone soudée est plus forte que celle du matériau de base, cependant elle est maximale, soit dans la zone d'avance, soit dans la zone de retrait, selon les conditions opératoires du procédé.

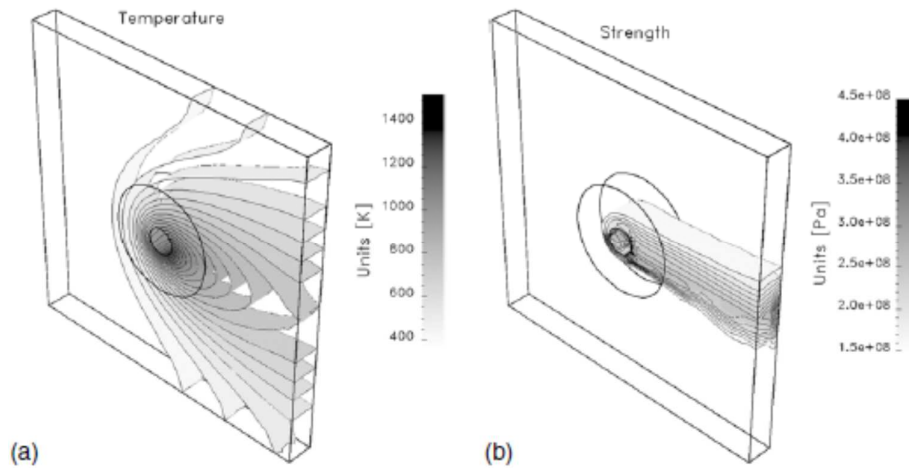


Figure II-33 : Champs de température (gauche) et résistance (droite) (Cho et al. 2007).

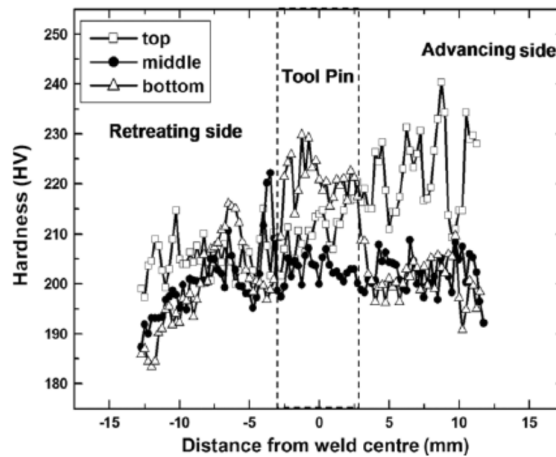


Figure II-34 : Dureté expérimentale en fonction de la distance à l'outil (Cho et al. 2007).

(Heidarzadeh & Saeid 2013) ont développé un modèle permettant d'obtenir la contrainte limite de traction, l'élongation en traction et la dureté avec un niveau de confiance de 95% selon la régression ANOVA. Ils ont plus particulièrement observé l'influence des vitesses de rotation et d'avance, et l'influence de la force sur ces variables de tenue mécanique.

Bien que l'approche eulérienne soit la plus appropriée pour une étude microstructurale, en raison du coût de calcul plus faible, on trouve des modèles lagrangiens dans lesquels la microstructure est reliée aux déformations (Fratini & Buffa 2005). Avec la méthode SPH, (Pan et al. 2013) ont également approximé la dureté. Ils ont trouvé des résultats comparables à ceux issus de la littérature expérimentale.

V.5. Influence des paramètres procédés

La simulation numérique est un atout majeur pour comprendre ou optimiser le procédé FSW. Pour cela des études paramétriques font l'objet de nombreux articles.

V. 5. a. Vitesses d'avance et de rotation

Les principaux axes de recherche portent sur l'étude des paramètres procédés tels que la vitesse d'avance et la vitesse de rotation. Ce sont les paramètres les plus influents sur l'écoulement FSW (Cho et al. 2007). (Zhang & Zhang 2009) ont observé l'influence de ces 2 paramètres sur les déformations, la température, la puissance dissipée ou encore l'écoulement et donc sur la formation de trous, au travers d'un suivi de particules. Ainsi la vitesse de rotation doit être ajustée au mieux car plus elle augmente, meilleur est le malaxage de la matière et donc la qualité de la soudure. Cependant à forte vitesse de rotation, la matière peut atteindre des températures trop élevées qui altèrent les propriétés mécaniques et créent des bavures excessives. De plus le rapport de soudage¹ doit être ajusté afin de ne pas conduire à une soudure trop froide qui provoquerait l'apparition de trous. Plus ces deux paramètres augmentent plus la puissance totale nécessaire augmente (Zhang & Zhang 2009), (Jacquin et al. 2011).

(Zhang et al. 2007) sont allés plus loin en observant l'influence de ces paramètres sur la part de dissipation plastique et celle de frottement. Nous précisons qu'ils ont obtenu une bonne corrélation

¹ le rapport entre la vitesse d'avance et celle de rotation

entre la déformation plastique équivalente calculée et la microstructure observée expérimentalement. Lorsque la vitesse d'avance augmente, la déformation plastique diminue et l'effet de l'épaulement sur la matière est plus faible car la quantité de matière à malaxer augmente mais le temps de malaxage diminue. A très fortes vitesses d'avance, nous assistons à un tourbillon du côté de la zone d'avance où les vitesses deviennent négatives. Lorsque la vitesse de rotation augmente, les déformations plastiques équivalentes augmentent, cependant la part de dissipation interne par déformation plastique diminue par rapport à celle dissipée en surface par frottement (Zhang & Zhang 2009). En fait le rapport entre la vitesse de rotation de la matière et celle de l'outil augmente, c'est-à-dire que le contact change de nature et devient plus glissant. Ceci a également été observé par (Gemme et al. 2010) lors de la calibration du coefficient de frottement sur le couple expérimental pour 2 vitesses de rotation différentes. Pour une vitesse de 600 tpm un coefficient de frottement de Norton de 0,7 est le plus en accord avec l'expérience alors que pour 1200 tpm une valeur de 0,4 correspondant à un frottement moins fort donne de meilleurs résultats. Lorsque la vitesse de rotation augmente, la puissance totale dissipée augmente mais dans une moindre mesure, ce qui résulte en une diminution du couple dans l'outil. Avec une vitesse de rotation plus élevée, les performances mécaniques en terme de résistance à la traction, du joint diminuent (Buffa et al. 2009), (Fratini et al. 2010).

V. 5. b. Effort axial

Dans le cas où l'outil est piloté en position, la force est une résultante ; elle augmente avec la vitesse d'avance et diminue avec la vitesse de rotation (Ulysse 2002), (Chen & Kovacevic 2003). Il est intéressant de prédire la force de forgeage afin de minimiser les efforts sur l'outil qui favorisent sa casse. Il en est de même pour le couple qui peut être minimisé au travers du coefficient de frottement entre la pièce et l'outil (Jacquin et al. 2011). Plus ce contact est collant, plus le couple augmente favorisant la rupture de l'outil. Si le pilotage se fait en force, il est intéressant d'observer son influence sur la soudure afin de l'optimiser. Ceci n'est possible numériquement que si nous considérons un maillage adapté. En effet pour modéliser l'influence du chargement, il est nécessaire d'adapter la position de l'outil et la géométrie de la pièce. (Zhang et al. 2007) ont observé que lorsque la force axiale augmente, la déformation plastique équivalente augmente dans le noyau. Dans (Heidarzadeh & Saeid 2013), lorsque la vitesse d'avance ainsi que la force sont élevées et que la vitesse de rotation est forte, la résistance à la traction augmente. Cependant avec ces paramètres, si la vitesse de rotation est faible, le frottement et les déformations plastiques sont plus faibles et la résistance à la traction diminue, pouvant entraîner la formation d'un trou. Ainsi il faut trouver un compromis entre une force peu élevée permettant de ne pas trop solliciter l'outil et l'obtention de bonnes caractéristiques mécaniques du joint.

V. 5. c. Géométrie d'outil et configuration

Afin de minimiser la casse de l'outil, il est important d'avoir de bonnes conditions de soudage en termes de paramètres procédés (v , w , F_z) comme vu précédemment. Cette qualité de soudure peut également être optimisée grâce à la géométrie de l'outil. Il a été montré qu'un outil à pion conique donnait de meilleures performances mécaniques qu'un pion cylindrique (Gratecap et al. 2007), (Buffa et al. 2009). Une bonne soudure est également dépendante de la configuration de soudage. Par exemple, le positionnement par recouvrement (Figure II-35) peut améliorer les performances mécaniques du joint soudé. (Buffa et al. 2009) observent que les meilleurs résultats ont été obtenus pour la configuration (A) de la Figure II-35 où la résistance au test de cisaillement a été doublée. La différence entre les 2 configurations résulte de la différence de comportement du matériau selon qu'il

est dans la zone d'avance (A.S) ou dans la zone de retrait (R.S) ; sur ces 2 configurations ces 2 zones ne sont pas placées de la même manière par rapport à l'ensemble des plaques.

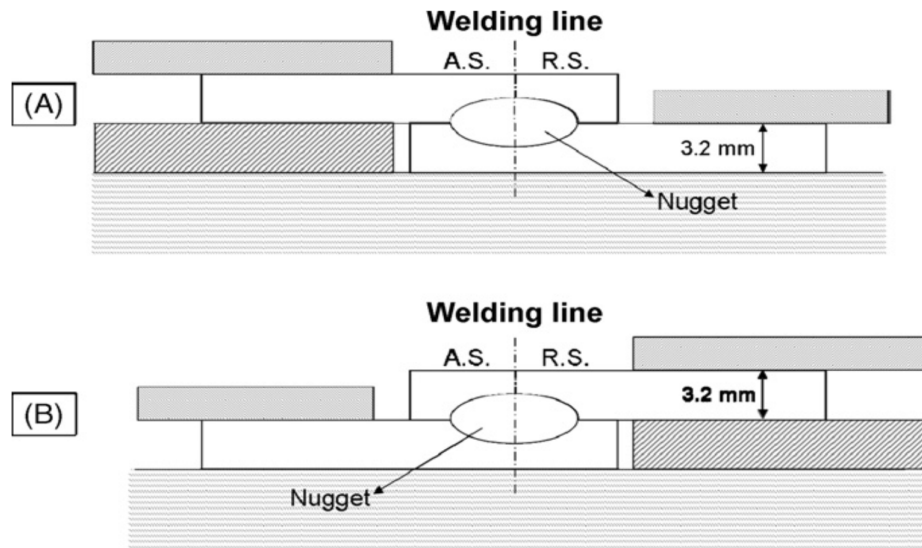


Figure II-35 : Optimisation de la configuration par recouvrement de 2 tôles en aluminium 2198 T4 (Buffa et al. 2009).

VI. Conclusion

Cette revue bibliographique a mis en évidence les diverses méthodes pour modéliser le FSW. En effet, si le but de l'étude est de coupler le modèle macroscopique à des modèles microstructuraux en vue de prédire la tenue mécanique du joint soudé, les approches eulériennes EF sont à privilégier. Ces dernières présentent des temps de calcul réduits et sont en plus efficaces pour modéliser l'écoulement complexe du matériau. En revanche, elles ne sont pas adaptées à la modélisation des phases transitoires puisque l'état de contact n'évolue pas au cours du temps. D'autres méthodes sont pertinentes pour modéliser l'écoulement : les méthodes particulières ou discrètes. Elles sont adaptées si nous souhaitons observer en détails le malaxage du matériau en s'affranchissant des difficultés liées aux grandes déformations de la matière au voisinage de l'outil. Elles sont très intéressantes pour étudier le soudage de matériaux différents. Cependant malgré l'absence de maillage, elles nécessitent des coûts de calcul importants pour atteindre une précision semblable à celle obtenue avec les méthodes lagrangiennes EF. Ces dernières sont particulièrement adaptées pour modéliser les phases transitoires du procédé. Elles permettent de modéliser la forme finale de la pièce soudée, la formation de défauts et de suivre la surface libre. Le point faible de ces méthodes est leur coût de calcul dû aux remaillages intensifs nécessaires dans la zone proche de l'outil. C'est pourquoi l'approche ALE s'avère plus efficace tout en permettant une modélisation précise du contact jusqu'à l'obtention d'un état stationnaire. Ces méthodes sont utiles pour la modélisation de trous et de bavures, et la prédiction de l'enfoncement et de l'empreinte de l'outil dans la tôle. Plus globalement, seules les approches EF lagrangiennes et ALE permettent précisément d'observer l'influence de la force et du frottement, les approches EF eulériennes ou les méthodes particulières ne modélisant qu'un contact collant.

Le choix d'une méthode se fait naturellement en fonction de l'objet de l'étude bien que dans la littérature il dépende aussi des logiciels à la disposition des chercheurs. Ainsi, nous avons pu voir que certaines astuces ont été développées afin d'appliquer des méthodes à des études pour lesquelles elles ne sont a priori pas adaptées. C'est ainsi que des méthodes eulériennes se sont avérées pertinentes pour modéliser l'influence de géométries d'outils complexes à faible coût de calcul ou pour estimer l'endommagement dans la tôle. Des méthodes lagrangiennes EF ont également été utilisées pour modéliser 2 matériaux différents, et des méthodes particulières ont été utilisées pour modéliser la microstructure dans le cordon de soudure.

Au travers des différentes applications FSW, nous avons pu voir que les modèles numériques sont principalement validés au travers de la température dans la plaque à souder, c'est-à-dire assez loin de la zone de soudage proprement dite, (Langerman & Kvalvik 2003), (Cho et al. 2007), (Yan et al. 2011), (Roy et al. 2012), (Hersent 2010), (Cho et al. 2013), (Gök & Aydin 2013), (Malik & Hebbar 2014), (Guedoiri et al. 2011). Une calibration plus précise peut être obtenue en utilisant également les informations de couple et de force dans l'outil (Ulysse 2002), (Chen & Kovacevic 2003), (Schmidt & Hattel 2005), (Gemme et al. 2010), (Al-Badour et al. 2013). Afin de valider avec plus de précision encore la température et donc l'écoulement de matière au plus près de l'outil, il est indispensable de disposer des températures dans l'outil (Fourment & Guerdoux 2008), (Esmaily & Shokuhfar 2010).

Pour ce travail nous retenons la formulation ALE. En effet nous souhaitons disposer d'une approche modélisant précisément le soudage FSW jusqu'à un état stationnaire tout en permettant de juger de la qualité de la soudure, et cela à des temps de calcul réduits. Cette méthode est alors adaptée pour modéliser de manière précise le contact et le suivi de la surface libre nécessaires à la simulation numérique de défauts de soudure tels que les trous ou les bavures. Nous décrivons en détails cette formulation dans le chapitre suivant.

Chapitre III. La formulation ALE

I. Le problème numérique	43
I.1. Les équations du problème thermomécanique	43
I.2. La formulation éléments finis	47
I. 2. a. Problème fort mécanique	47
I. 2. b. Schéma d'intégration temporelle	48
I. 2. c. Problème fort thermique	48
I. 2. d. Problème faible	49
I. 2. e. Problème discret	50
I.3. Le contact	51
I.4. Couplage thermomécanique	52
II. La formulation ALE	52
II.1. Présentation générale	52
II.2. La régularisation de maillage	53
II. 2. a. Première méthode de régularisation dédiée au FSW	54
II. 2. b. Seconde méthode de régularisation généralisée au laminage	57
II.3. Transport	60
II. 3. a. Transport des champs continus	60
II. 3. b. Transport des champs discontinus	62
III. Développements numériques spécifiques au FSW	63
III.1. Algorithme de transport amont	63
III. 1. a. Validation sur un cas académique	65
III. 1. b. Validation sur un cas de FSW	66
III.2. Schéma d'intégration temporelle	67
III. 2. a. Equations	68
III. 2. b. Validation du schéma cylindrique	69
III.3. Filetage	70
III. 3. a. Equations	70
III. 3. b. Cas test de validation	72
IV. Conclusion	75

I. Le problème numérique

I.1. Les équations du problème thermomécanique

Le procédé FSW repose sur le couplage des trois domaines que sont la mécanique, la thermique et la métallurgie. Dans nos travaux, nous ne nous intéressons pas directement aux évolutions microstructurales et métallurgiques au sein du cordon de soudure, de sorte que le problème se décompose en ses seules parties mécanique et thermique. Pour plus de lisibilité, le schéma suivant représente le domaine de calcul et ses frontières :

Nous nous intéressons à la résolution du problème thermomécanique sur le domaine Ω représentant les tôles à souder (voir Figure III-1). La frontière Γ du domaine est décomposée en 5 zones, les plans d'entrée et de sortie Γ_e et Γ_s ; la surface libre Γ_l ; la surface Γ_o en contact avec l'outil FSW et celle en contact avec la plaque support, $\Gamma_{o'}$. La plaque support et l'outil FSW sont considérés rigides.

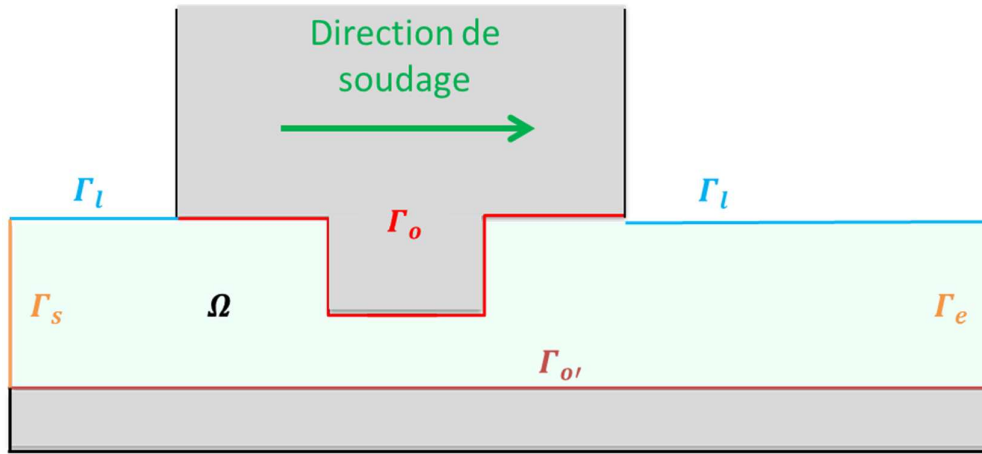


Figure III-1: Description du domaine de calcul et des frontières.

Il y a deux équations principales en mécanique ; la première est la conservation de la masse encore appelée équation de continuité :

$$\partial_t \rho + \text{div}(\rho \vec{v}) = 0 \quad \text{III-1}$$

où ρ est la masse volumique et \vec{v} est le vecteur des vitesses matérielles. Le matériau est considéré comme rigide viscoplastique et incompressible. En effet, dans la zone thermomécaniquement affectée, la composante élastique de la déformation est négligeable devant la composante plastique. Dans la zone thermiquement affectée et plus généralement dans la plaque, la composante élastique de la déformation est faible. Elle doit être prise en compte pour le calcul des contraintes résiduelles dues aux retours élastiques en aval de l'outil lorsque le matériau refroidit, comme dans (Guerdoux 2007). Mais il n'est pas nécessaire d'en tenir compte si l'intérêt porte, comme ici, uniquement sur l'écoulement de matière dans la zone soudée. Ainsi, nous écrivons :

$$\text{div}(\vec{v}) = 0. \quad \text{III-2}$$

La seconde équation est l'équation de conservation de la quantité de mouvement :

$$\begin{cases} \text{div}(\sigma) + \rho \vec{g} = \rho \partial_t \vec{v} \\ \sigma = s - pI \end{cases}, \quad \text{III-3}$$

où \vec{g} est le vecteur de pesanteur, σ est le tenseur des contraintes de Cauchy, s est la partie déviatorique des contraintes, p est la pression hydrostatique et I est la matrice identité. La gravité et l'inertie sont négligeables vis-à-vis des forces de viscosité plastiques, ce qui donne :

$$\text{div}(\sigma) = \text{div}(s) - \nabla p = \vec{0}, \quad \text{III-4}$$

La loi de comportement permet de relier le tenseur des contraintes au taux de déformation. En FSW, le matériau est chaud et à l'état pâteux dans la zone de grandes déformations proche de l'outil. Nous modélisons donc le matériau à l'aide d'une loi rigide viscoplastique de type Norton-Hoff dans laquelle nous négligeons l'écrouissage (c'est-à-dire la dépendance à la déformation généralisée) :

$$s = 2K(T)(\sqrt{3}\dot{\epsilon})^{m(T)-1}\dot{\epsilon}, \quad \text{III-5}$$

où $\dot{\epsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \vec{v} + {}^t\nabla \vec{v})$ est le tenseur des vitesses de déformation et $\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\epsilon}:\dot{\epsilon}}$ est le taux de déformation généralisé. La contrainte équivalente de Von Mises est déduite par la relation suivante :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}s:s} = \sqrt{3}K(T)(\sqrt{3}\dot{\epsilon})^{m(T)}, \quad \text{III-6}$$

où T la température, $K(T)$ est la consistance du matériau et $m(T)$ est le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation, qui dépendent de la température. Nous remontons finalement à la déformation équivalente en intégrant le taux de déformation généralisé :

$$\bar{\epsilon} = \int_0^t \dot{\epsilon} \quad \text{III-7}$$

Les conditions aux limites mécaniques de surface libre sont imposées sur la surface de la pièce Γ_l qui n'est pas en contact avec l'outil :

$$\sigma \cdot \vec{n} = 0 \text{ sur } \Gamma_l, \quad \text{III-8}$$

où \vec{n} est la normale à la surface. Dans la réalité, la cinématique du procédé est la suivante : nous nous plaçons dans un repère entraîné en translation par l'outil mobile ; la plaque est fixée, bridée sur les quatre bords et l'outil se déplace à la vitesse \vec{v}_0 en plus de sa vitesse de rotation $\vec{\omega}$. En simulation numérique (voir Figure III-2), nous considérons l'outil fixe en translation (seule la vitesse de rotation lui est appliquée) et nous imposons la vitesse \vec{v}_0 de translation à la plaque sur les parois bridées notamment sur les plans d'entrées et de sortie Γ_e et Γ_s :

$$\vec{v} = \vec{v}_0 \text{ sur } \Gamma_e \text{ et } \Gamma_s. \quad \text{III-9}$$

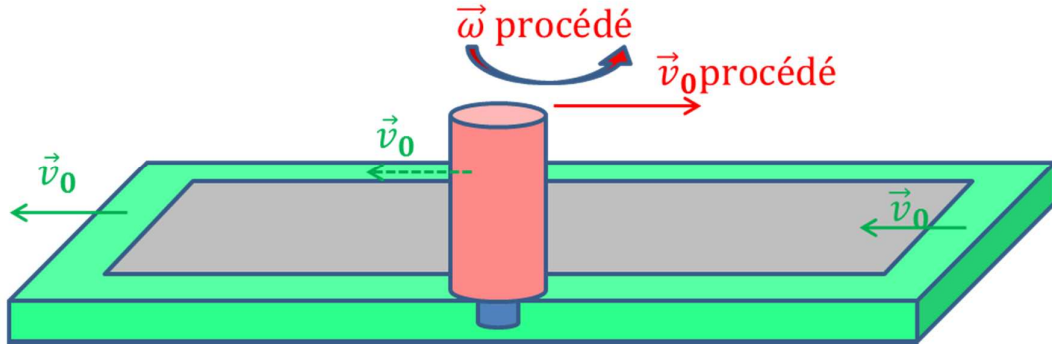


Figure III-2 : Cinématique procédé

Nous considérons une condition de contact unilatéral qui est écrite en chaque nœud de la surface du maillage (contact nodal ou formulation nœud / facette). Nous utilisons une formulation explicite dans laquelle la surface de l'outil est localement approchée, entre deux incréments de temps, par son plan tangent (voir Figure III-3c). Détaillons la condition de non pénétration (voir équation **III-15**). A l'instant $t + \Delta t$, par convention, la distance, d'un nœud à la surface d'un outil, est positive ou nulle si le nœud se trouve à l'extérieur :

$$\delta^{t+\Delta t} \geq 0 \quad \text{III-10}$$

En écrivant un développement limité en t , cela donne :

$$\delta(M^{t+\Delta t}) = \delta(M^t) + d_t \delta(M^t) \cdot \Delta t + O(\Delta t^2) \geq 0 \quad \text{III-11}$$

avec $\delta(M^t)$ la distance du nœud M^t à son projeté P^t sur la surface de l'outil au temps t . Nous détaillons la dérivée $d_t \delta(M^t)$:

$$\begin{aligned} d_t \delta(M^t) &= d_t (\overrightarrow{M^t P^t} \cdot \vec{n}^t) = (\vec{v}_{outil}^t - \vec{v}^t) \cdot \vec{n}^t + \overrightarrow{M^t P^t} \cdot d_t (\vec{n}^t) \\ d_t \delta(M^t) &= (\vec{v}_{outil}^t - \vec{v}^t) \cdot \vec{n}^t \end{aligned} \quad \text{III-12}$$

le second terme s'annule car dans le cas le plus courant le point reste projeté sur la même facette (voir Figure III-3b) ainsi la normale est constante ($d_t (\vec{n}^t) = 0$) ; sinon, si le point change de facette et il y a discontinuité de la normale (dérivée non définie) et l'approximation effectuée en prenant une dérivée nulle est corrigée à l'incrément de temps suivant. En multipliant l'équation (**III-12**) par le pas de temps nous avons :

$$d_t \delta(M^t) \Delta t = (\vec{u}_{outil}^t - \vec{u}^t) \cdot \vec{n}^t \quad \text{III-13}$$

soit la formulation en déplacements suivante :

$$(\vec{u}_{outil}^t - \vec{u}^t) \cdot \vec{n}^t - \delta^t \leq 0 \quad \text{III-14}$$

où \vec{u}^t est le déplacement du nœud M^t de la pièce au temps t , \vec{u}_{outil}^t est de même le déplacement de l'outil.

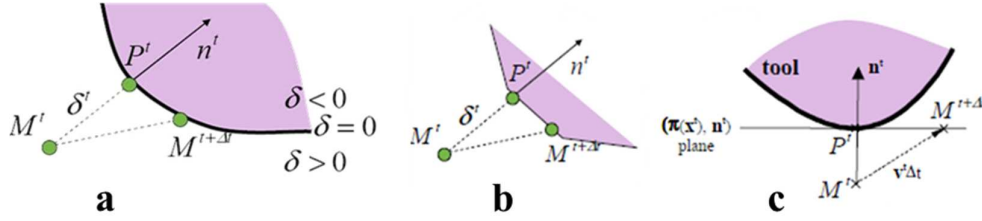


Figure III-3 : Contact : b) facettisation ; c) projection sur plan tangent.

Les équations du contact à l'interface Γ_o entre l'outil et la pièce s'écrivent de manière plus générale suivant Signorini, toujours avec une formulation explicite en déplacements (voir Figure III-4) :

$$\begin{cases} (\vec{u}_{outil}^t - \vec{u}^t) \cdot \vec{n}^t - \delta^t \leq 0 : \text{condition de non pénétration} \\ \sigma_n^t = (\sigma^t \cdot \vec{n}^t) \cdot \vec{n}^t \leq 0 : \text{compression} \\ [(\vec{u}_{outil}^t - \vec{u}^t) \cdot \vec{n}^t - \delta^t] \sigma_n^t = 0 : \text{décollement ou contact} \end{cases}, \quad \text{III-15}$$

où σ_n^t est la pression de contact. Ces inéquations empêchent la pénétration d'un point de matière dans l'outil, autorisent son glissement le long de la surface de l'outil, ou permettent à un point en contact avec l'outil de quitter sa surface.

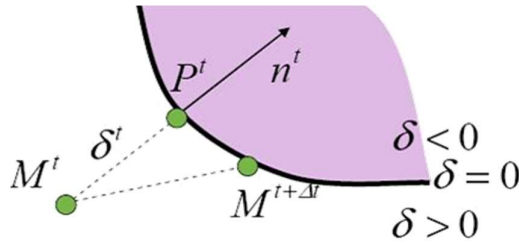


Figure III-4 : Schéma du contact

Une condition de frottement, qui est exprimée par la définition de la scission de frottement, s'ajoute aux conditions de contact à l'interface Γ_o :

$$\vec{\tau} = (\sigma \vec{n}) - (\sigma_n) \vec{n}. \quad \text{III-16}$$

Pour le FSW, le frottement est modélisé par des lois viscoplastiques de type Norton (Fourment & Guerdoux 2008), (Gemme et al. 2010), permettant de représenter le caractère visqueux du matériau à l'interface, ou bien de type Coulomb (Al-Badour et al. 2013), (Malik & Hebbar 2014), (Schmidt & Hattel 2005), (Zhang 2008), (Assidi et al. 2010), (Guerdoux 2007). Le frottement de Norton dépend de la vitesse de glissement \vec{v}_g qui relie la vitesse de la matière et la vitesse de l'outil :

$$\begin{cases} \vec{\tau} = -\alpha K(T) \|\vec{v}_g\|^{q-1} \vec{v}_g \\ \vec{v}_g = (\vec{v} - \vec{v}_{outil}) - [(\vec{v} - \vec{v}_{outil}) \cdot \vec{n}] \vec{n} \end{cases} \quad \text{III-17}$$

où α est le coefficient de frottement (si il tend vers 0, le frottement tend à être parfaitement glissant ; si il tend vers 1, le frottement tend à être collant), q est le coefficient de sensibilité à la vitesse de glissement (si il tend vers 0, le comportement de l'interface tend à être solide ; si il tend vers 1, le comportement tend à être liquide).

Le frottement de Coulomb limité par Tresca s'écrit :

$$\begin{cases} \vec{\tau} = -\mu \sigma_n \frac{\vec{v}_g}{\|\vec{v}_g\|}, si |\mu \sigma_n| < \bar{m} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \\ \vec{\tau} = -\bar{m} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\vec{v}_g}{\|\vec{v}_g\|}, si |\mu \sigma_n| \geq \bar{m} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \end{cases} \quad III-18$$

où σ_0 est la contrainte d'écoulement, σ_n est la pression de contact, \bar{m} est le coefficient de frottement de Tresca tel que $0 \leq \bar{m} \leq 1$ et μ est le coefficient de frottement de Coulomb.

Le problème thermique est régi par l'équation de la chaleur :

$$\rho C (\partial_t T + \vec{v} \vec{\nabla} T) - \overrightarrow{div}(\lambda \vec{\nabla} T) = f \bar{\sigma} : \dot{\epsilon}, \quad III-19$$

où C est la capacité thermique massique, λ est la conductivité, $f \bar{\sigma} : \dot{\epsilon}$ est la source volumique de chaleur générée par la déformation plastique (en grande partie due au malaxage du pion en FSW) où f représentant la fraction d'énergie convertie en chaleur et variant entre 0.9 et 1. La seconde source de chaleur, surfacique, est celle générée par frottement (celui de l'outil et principalement de son épaulement en FSW) ; elle se répartit entre la pièce et l'outil en fonction des effusivités e de chaque corps selon l'équation suivante :

$$\begin{cases} -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = \frac{e}{e+e_{outil}} \vec{\tau} \cdot \vec{v}_g \\ e = \sqrt{\lambda \rho C} \end{cases} \text{ sur } \Gamma_o. \quad III-20$$

Des échanges par conduction ont également lieu. Ils sont modélisés par des conditions aux limites de type Fourier à l'aide d'un coefficient d'échange h_{cond} :

$$-\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = h_{cond} (T - T_{outil}) \text{ sur } \Gamma_o \cup \Gamma_{o'}. \quad III-21$$

Les échanges entre les corps et l'air se font par convection forcée et rayonnement selon le modèle suivant :

$$\begin{cases} -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = h_{conv} (T - T_{air}) \\ -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = \varepsilon_r \sigma_r (T^4 - T_{air}^4) \end{cases} \text{ sur } \Gamma_l \cup \Gamma_s. \quad III-22$$

où σ_r est la constante de Stefan-Boltzmann et ε_r est l'émissivité du matériau.

Une condition aux limites de Dirichlet impose une température sur Γ_e :

$$\forall t, T = T_{imp} \text{ sur } \Gamma_e. \quad III-23$$

Enfin une condition de Dirichlet est imposée sur Ω pour définir les températures initiales des corps :

$$\text{Pour } t = t_0, T = T_{init} \text{ sur } \Omega \quad III-24$$

I.2. La formulation éléments finis

I. 2. a. Problème fort mécanique

Le domaine d'étude et ses frontières sont définis sur la Figure III-1. Les équations du problème mécanique sont résumées par (III-25) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{div}(\vec{v}) = 0 \text{ sur } \Omega \\ \text{div}(s) - \vec{\nabla} p = \vec{0} \text{ sur } \Omega \\ s = 2K(T)(\sqrt{3}\dot{\varepsilon})^{m(T)-1}\dot{\varepsilon} \text{ sur } \Omega \\ \vec{\tau} = -\alpha K(T, \bar{\varepsilon}) \|\vec{v}_g\|^{p-1} \vec{v}_g \text{ sur } \Gamma_o \text{ et } \Gamma_o, \\ \sigma \cdot \vec{n} = \vec{0} \text{ sur } \Gamma_l \\ \vec{v} = \vec{v}_0 \text{ sur } \Gamma_e \\ \text{equations du contact sur } \Gamma_o \text{ et } \Gamma_o, \end{array} \right. \quad \text{III-25}$$

I. 2. b. Schéma d'intégration temporelle

Le problème mécanique est exprimé en vitesses alors que les inéquations de contact sont exprimées en déplacements (voir équation **III-15**). Divers schémas d'intégration temporelle peuvent être utilisés et font l'objet du paragraphe III.2. Le schéma d'intégration temporelle d'Euler par exemple permet de relier les vitesses aux coordonnées selon l'équation suivante :

$$\vec{X}^{t+\Delta t} = \vec{X}^t + \vec{v}^{t+\Delta t} \Delta t \quad \text{III-26}$$

Utilisant une formulation en Lagrangien réactualisé, les déplacements sur la configuration courante s'écrivent : $\vec{u}^t = \vec{X}^{t+\Delta t} - \vec{X}^t$, et la vitesse est alors exprimée en fonction des déplacements comme suit :

$$\vec{v}^{t+\Delta t} = \frac{\vec{u}^t}{\Delta t}, \quad \text{III-27}$$

ce qui nous permet d'obtenir l'expression en vitesse des équations du contact :

$$\left\{ \begin{array}{l} (\vec{v}^{t+\Delta t} - \vec{v}_{outil}^{t+\Delta t}) \cdot \Delta t \cdot \vec{n}^{t+\Delta t} - \delta^{t+\Delta t} \leq 0 : \text{condition de non pénétration} \\ \sigma_n^{t+\Delta t} = (\sigma^{t+\Delta t} \cdot \vec{n}^{t+\Delta t}) \cdot \vec{n}^{t+\Delta t} \leq 0 : \text{compression} \\ [(\vec{v}^{t+\Delta t} - \vec{v}_{outil}^{t+\Delta t}) \cdot \Delta t \cdot \vec{n}^{t+\Delta t} - \delta^{t+\Delta t}] \sigma_n^{t+\Delta t} = 0 : \text{décollement ou contact} \end{array} \right. , \quad \text{III-28}$$

I. 2. c. Problème fort thermique

L'équation de la chaleur est résolue à chaque pas de temps ; elle est couplée aux équations de la mécanique de manière incrémentale.

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho C(\partial_t T + \vec{v} \vec{\nabla} T) - \text{div}(\lambda \vec{\nabla} T) = f \bar{\sigma} : \dot{\varepsilon} \text{ sur } \Omega \\ -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = \frac{e}{e+e_{outil}} \vec{\tau} \cdot \vec{v}_g \text{ sur } \Gamma_o \\ -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = h_{cond}(T - T_{outil}) \text{ sur } \Gamma_o \cup \Gamma_{o'}, \\ -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = h_{conv}(T - T_{air}) \text{ sur } \Gamma_l \cup \Gamma_s \\ -\lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} = \varepsilon_r \sigma_r (T^4 - T_{air}^4) \text{ sur } \Gamma_l \cup \Gamma_s \\ T = T_{imp} \text{ sur } \Gamma_e, \forall t \\ T = T_{init} \text{ sur } \Omega \text{ à } t = 0 \end{array} \right. \quad \text{III-29}$$

I. 2. d. Problème faible

En intégrant les 2 équations principales du problème mécanique (**III-2**, **III-4**) sur le domaine de calcul et en les multipliant par une fonction test, nous avons la formulation variationnelle mixte en vitesse pression suivante :

$\forall (\vec{v}^*, p^*) \in V_0^{ca} \times P$ un couple de fonctions test avec V_0^{ca} l'espace des vitesses cinématiquement admissibles à 0 (vérifiant l'équation homogène de contact) et P l'espace des pressions, trouver $(\vec{v}, p) \in V^{ca} \times P$, avec V^{ca} l'espace des vitesses cinématiquement admissibles (vérifiant l'équation de contact), tel que :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} s(\vec{v}) : \dot{\varepsilon}(\vec{v}^*) d\Omega - \int_{\Omega} p \text{div}(\vec{v}^*) d\Omega - \int_{\Gamma_o} \vec{\tau} \vec{v}^* dS = 0 \\ \int_{\Omega} p^* \text{div}(\vec{v}) d\Omega = 0 \end{array} \right. \quad \text{III-30}$$

où $P = L^2(\Omega)$,
 $V^{ca} = \{\vec{v} \in H^{1,m+1}(\Omega) \subset L^2(\Omega) | \vec{v} \text{ satisfait les équations faibles du contact}\}$,
 $V_0^{ca} = \{\vec{v} \in H^{1,m+1}(\Omega) \subset L^2(\Omega) | \vec{v} \text{ satisfait les équ. faibles homogènes du contact}\}$.

où m est la sensibilité à la vitesse de déformation de la loi de Norton-Hoff. La formulation variationnelle de l'équation de la chaleur s'écrit :

$\forall T^* \in V_0 = \{T \in H^{1,2}(\Omega) | T = 0 \text{ sur } \Gamma_e\}$, trouver $T \in V = \{T \in H^{1,2}(\Omega) | T = T_{imp} \text{ sur } \Gamma_e\}$ tel que :

$$\left\{ \int_{\Omega} \rho C(\partial_t T + \vec{v} \vec{\nabla} T) T^* d\Omega - \int_{\Omega} \text{div}(\lambda \vec{\nabla} T) T^* d\Omega = \int_{\Omega} f \bar{\sigma} : \dot{\varepsilon} T^* d\Omega \right. \quad \text{III-31}$$

En intégrant par partie suivant la formule de Green l'opérateur de divergence, nous obtenons :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} \rho C(\partial_t T + \vec{v} \vec{\nabla} T) T^* d\Omega + \int_{\Omega} \lambda \vec{\nabla} T : \vec{\nabla} T^* d\Omega - \\ \int_{\partial\Omega} \lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n} T^* dS = \int_{\Omega} f \bar{\sigma} : \dot{\varepsilon} T^* d\Omega \end{array} \right. \quad \text{III-32}$$

Les conditions aux limites définies sur les différents bords du domaine permettent finalement d'avoir :

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \rho C (\partial_t T + \vec{v} \vec{\nabla} T) T^* d\Omega + \int_{\Omega} \lambda \vec{\nabla} T : \vec{\nabla} T^* d\Omega + \\ \int_{\Gamma_l \cup \Gamma_s} (h_{conv} (T - T_{air}) + \varepsilon_r \sigma_r (T^4 - T_{air}^4)) T^* dS + \\ \int_{\Gamma_o \cup \Gamma_{oi}} (h_{cond} (T - T_{outil})) T^* dS + \int_{\Gamma_o} \left(\frac{e}{e + e_{outil}} \vec{\tau} \cdot \vec{v}_g \right) T^* dS \\ = \int_{\Omega} f \bar{\sigma} \dot{\varepsilon} T^* d\Omega \end{cases} \quad III-33$$

I. 2. e. Problème discret

Le domaine de calcul Ω est approché en un domaine Ω_h discrétisé à l'aide de tétraèdres ϵ_h de volume Ω_{ϵ_h} dont l'union forme le maillage E_h .

$$\Omega_h = \bigcup_{\epsilon_h \in E_h} \Omega_{\epsilon_h} \quad III-34$$

Les champs de température et de pression sont interpolés linéairement aux nœuds tandis que l'élément bulle permet d'enrichir l'interpolation linéaire des champs de vitesses à l'aide d'une fonction linéaire par morceaux sur chaque sous tétraèdre (voir Figure III-5) (Coupez et al. 1991).

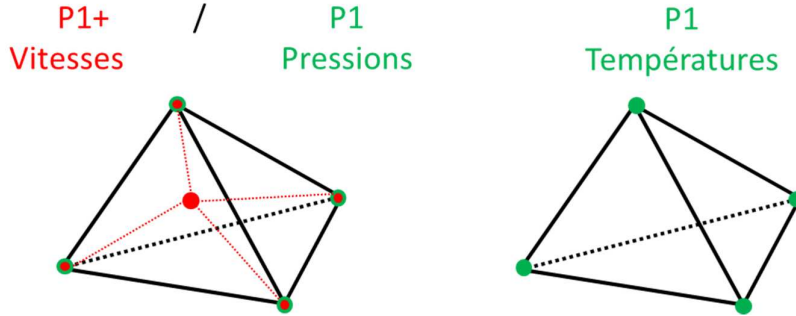


Figure III-5 : Éléments pour l'interpolation des vitesses, pressions et températures

La fonction bulle est exprimée à partir des 4 nœuds et du centre de gravité du tétraèdre ; elle vaut un au centre et s'annule sur ses faces. Cet enrichissement permet de vérifier la condition de compatibilité Brezzi-Babuska assurant l'existence et l'unicité de la solution, ainsi que sa consistance. Soient les espaces d'approximation suivants contenant l'ensemble des solutions approchées du problème thermomécanique :

$$\begin{cases} P \supset P_h = \left\{ p_h \in C^0(\Omega_h) \mid \forall \epsilon_h \in E_h, p_h|_{\Omega_{\epsilon_h}} \in \mathbb{P}_1(\Omega_{\epsilon_h}) \right\} \\ V \supset V_h = L_h \oplus B_h \\ L_h = \left\{ \vec{v}_h^l \in (C^0(\Omega_h))^3 \mid \forall \epsilon_h \in E_h, \vec{v}_h^l|_{\Omega_{\epsilon_h}} \in \left(\mathbb{P}_1(\Omega_{\epsilon_h}) \right)^3 \right\} \\ B_h = \left\{ \vec{v}_h^b \in (C^0(\Omega_h))^3 \mid \forall \epsilon_h \in E_h, b_h|_{\Omega_{\epsilon_h}^i} \in \left(\mathbb{P}_1(\Omega_{\epsilon_h}^i) \right)^3 \text{ et } b_h = 0 \text{ sur } \partial\Omega_{\epsilon_h} \right\} \end{cases} \quad III-35$$

où $\Omega_{\epsilon_h}^i$ ($i = 1, \dots, 4$) est le sous tétraèdre de l'élément bulle Ω_{ϵ_h} . Les vitesses sont en fait décomposées en :

$$\vec{v}_h = \vec{v}_h^l + \vec{v}_h^b \quad III-36$$

La base des espaces d'approximation est définie comme l'ensemble des fonctions de forme linéaires de Lagrange continues par morceaux N et des fonctions de forme bulle N^b . Les fonctions approchées sont décomposées sur cette base :

$$\begin{cases} \vec{v}_h = \sum_{i=1}^{Nbnoe} \vec{v}_i^l N_i + \sum_{j=1}^{Nbelt} \vec{v}_j^b N_j^b \\ p_h = \sum_{i=1}^{Nbnoe} p_i N_i \end{cases} \quad \text{III-37}$$

où $Nbelt$ et $Nbnoe$ sont respectivement le nombre d'éléments et de nœuds du maillage. Finalement le problème discret revient à :

$\forall (\vec{v}_h^l, \vec{v}_h^b, p_h) \in L_{h,0} \times B_h \times P_h$, trouver $(\vec{v}_h^l, \vec{v}_h^b, p_h) \in L_h \times B_h \times P_h$ tel que :

$$\begin{cases} \int_{\Omega_h} s(\vec{v}_h^l + \vec{v}_h^b) : \dot{\epsilon}(\vec{v}_h^l) dV - \int_{\Omega_h} p_h \operatorname{div}(\vec{v}_h^l) dV - \int_{\Gamma_{h,o}} \vec{\tau}(\vec{v}_h^l) \cdot \vec{v}_h^l dS = 0 \\ \int_{\Omega_h} s(\vec{v}_h^l + \vec{v}_h^b) : \dot{\epsilon}(\vec{v}_h^b) dV - \int_{\Omega_h} p_h \operatorname{div}(\vec{v}_h^b) dV = 0 \\ \int_{\Omega_h} p_h^* \operatorname{div}(\vec{v}_h^l + \vec{v}_h^b) dV = 0 \\ \text{equations faibles du contact} \end{cases} \quad \text{III-38}$$

En remplaçant les variables approchées par celles discrétisées et en prenant les fonctions tests égales à des fonctions de forme selon la méthode de Galerkin, nous obtenons un système non linéaire en vitesse pression.

Le problème thermique est discrétisé par la méthode de Galerkin à l'aide des fonctions de forme linéaires de Lagrange continues par morceaux N :

$$T_h = \sum_{i=1}^{Nbnoe} T_i N_i \quad \text{III-39}$$

Le problème variationnel (III-33) devient le problème discret suivant :

$\forall j = 1, \dots, Nbnoe$

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^{Nbnoe} \rho C \int_{\Omega} (\partial_t T_i N_i N_j dV + \vec{v}_i \nabla N_i N_j) + \int_{\Omega} \lambda T_i \nabla N_i : \nabla N_j dV + \\ \sum_{i=1}^{Nbnoe} \int_{\partial\Omega} (h_{conv} T_i N_i N_j + h_{cr} T_i N_i N_j) dS \\ \int_{\partial\Omega} -T_{air} h_{cr} N_j dS + \int_{\partial\Omega} \left(-h_{cond} T_{outil} + \frac{e}{e+e_{outil}} \vec{\tau} \cdot \vec{v}_g \right) \varphi_j dS \\ = \int_{\Omega} f \bar{\sigma} \dot{\epsilon} T_i N_j dV \end{cases} \quad \text{III-40}$$

I.3. Le contact

Pour la discrétisation des équations de contact, on utilise une formulation nœud / face qui revient à imposer la première inéquation du système (III-28) en chaque nœud de la surface. Ces inéquations sont imposées par une méthode de pénalisation (Barboza 2005) pour tous les nœuds potentiellement en contact. Cette formulation revient à minimiser la fonctionnelle de contact suivante :

$$\Phi(\vec{v}) = \frac{1}{2} a \sum_{k \in \Gamma_o} S_k \left[(\vec{v}_k^t - \vec{v}_{k,outil}^t) \cdot \Delta t \cdot \vec{n}_k^t - \delta_k^t \right]^{+2} \quad \text{III-41}$$

où a est un coefficient de pénalisation, $S_k = \int_{\Gamma_o} N_k dS$ est la surface éléments finis associée au nœud k , \vec{v}_k^t est la vitesse du nœud k , $\vec{v}_{k,outil}^t$ est la vitesse de l'outil, δ_k^t est la distance de contact du nœud k et $[\cdot]^+ = \frac{[\cdot] + |\cdot|}{2}$ est un opérateur permettant de ne conserver que les valeurs positives. Pour minimiser cette fonctionnelle, on annule sa dérivée (les indices de temps sont supprimés) :

$$\forall k \in \Omega, \forall i = 1, 3,$$

$$\partial_{v_{k,i}} \Phi(v) = a S_k [(\vec{v}_k - \vec{v}_{k,outil}) \cdot \Delta t \cdot \vec{n}_i - \delta_k]^+ \vec{n}_{k,i} = 0 \quad \text{III-42}$$

où $v_{k,i}$ est i-ème coordonnée de la vitesse au nœud k . La dérivée première de la fonctionnelle est ajoutée aux équations du problème de la mécanique discrétisé.

I.4. Couplage thermomécanique

Les équations du problème mécanique (III-38) sont résolues par un algorithme de Newton Raphson ; pour plus de détails le lecteur intéressé peut se référer à (Stoker 1999). Le problème mécanique est résolu en temps par le schéma d'Euler implicite ; pour le champ de vitesse « y » en tous points du volume, nous avons :

$$y^{t+\Delta t} = y^t + \dot{y}^{t+\Delta t} \Delta t \quad \text{III-43}$$

Cette résolution permet de calculer les termes sources et les conditions aux limites du problème thermique. Ce dernier est ainsi couplé incrémentalement au problème mécanique et intégré temporellement selon le schéma de Crank-Nicholson. La température calculée est ensuite utilisée à l'incrément suivant pour calculer les paramètres thermo-dépendants du problème mécanique. Avec un problème thermomécanique fortement couplé et l'utilisation d'une interpolation linéaire de Galerkin, des oscillations numériques peuvent apparaître sur le champ de température. Ils sont dus à des gradients thermiques trop grands pour le pas de temps utilisé et imposé par le calcul mécanique ; ils ne peuvent être absorbés en un seul incrément de temps. Dans ce cas, le problème thermique est résolu avec un pas de temps plus grand et adapté au gradient thermique, puis les champs thermiques sont interpolés linéairement à la fin du pas de temps, plus faible, de la mécanique.

La formulation décrite est la formulation lagrangienne utilisée dans la version standard du logiciel Forge®. La réactualisation systématique des coordonnées dans la zone de malaxage amène rapidement à des dégénérescences de maillage en FSW. La formulation ALE, dont les caractéristiques sont décrites dans le paragraphe suivant, est alors plus appropriée pour la modélisation de ce type de procédé.

II. La formulation ALE

II.1. Présentation générale

La formulation ALE utilisée (Guerdoux 2007) ; (Fourment & Guerdoux 2008) ; (Philippe 2009) ; (Philippe et al. 2008) ; (Fourment et al. 2013) repose sur une approche découplée des différents opérateurs dans laquelle ils agissent successivement à chaque incrément de temps (voir Figure III-6) :

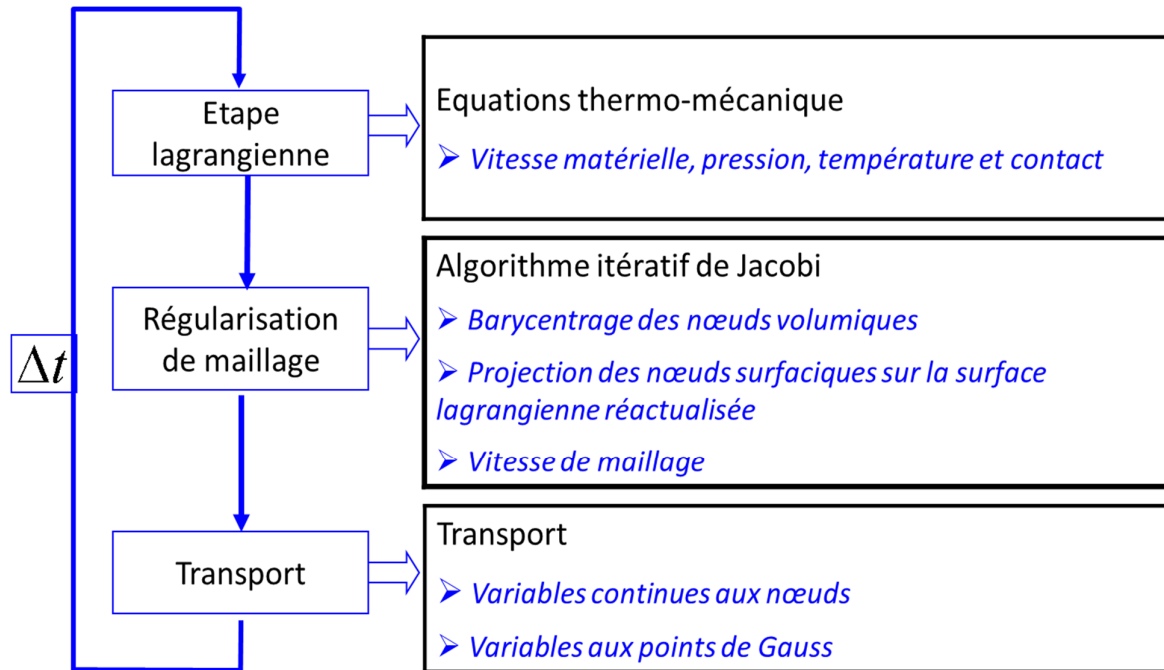


Figure III-6 : Schéma de la formulation ALE considérée.

- La première étape est la résolution lagrangienne du problème thermomécanique présenté plus haut ; il en résulte les champs de vitesse, de pression et de température,
- La seconde étape est le calcul de la vitesse de maillage au travers d'une régularisation du maillage où les nœuds sont projetés sur le domaine lagrangien réactualisé de l'étape 1,
- La dernière étape consiste à transporter les champs thermomécaniques de l'ancien maillage vers le nouveau maillage ; ces méthodes sont présentées plus en détails dans (Guerdoux 2007), (Philippe 2009).

La seconde étape est la plus délicate pour la simulation des procédés de mise en forme. Le calcul de la vitesse de maillage se fait en deux étapes qui sont alternées jusqu'à convergence : une simple opération de barycentrage des nœuds volumiques puis une projection des nœuds surfaciques sur le domaine à l'instant $t + \Delta t$. Cette projection est particulièrement critique ; de sa précision dépend la conservation du domaine au cours du temps et donc la précision de la formulation ALE. Les algorithmes développés doivent être compatibles avec la réalisation de calculs en parallèle. Dans le logiciel Forge®, une approche par partitionnement de domaines est utilisée. Chaque processeur ne connaît donc qu'une partie du domaine de calcul. Pour plus de détails sur la méthode le lecteur peut se référer à (Marie 1997).

II.2. La régularisation de maillage

Nous allons décrire deux méthodes de régularisation du maillage, la première a été développée spécifiquement pour le procédé FSW dans un environnement séquentiel dans (Guerdoux 2007), nous nommons ce code Forge-ALE-FSW (formulation dédiée au FSW ne s'appliquant pas au laminage). La seconde méthode a été conçue pour être plus générale afin d'être appliquée à des procédés tel que le laminage dans (Philippe 2009), (Fourment et al. 2013). Elle a également été parallélisée mais n'avait pas été appliquée au FSW avant nos travaux. Ce code est nommé Forge-ALE-new (nouvelle formulation ALE généralisée).

II. 2. a. Première méthode de régularisation dédiée au FSW

Cette méthode consiste à minimiser la distorsion du maillage tout en conservant la forme du domaine déformé, suivant les caractéristiques des formulations ALE : améliorer la qualité des éléments sans modifier la topologie du maillage. Avec une approche ALE, nous cherchons à calculer une vitesse de maillage \vec{w} différente de la vitesse matérielle \vec{v} . En ce sens, la conservation de la géométrie du domaine repose sur différentes manières d'écrire la conservation du flux de matière à travers la surface libre. L'équation forte de conservation s'écrit $(\vec{v} - \vec{w}) \cdot \vec{n} = 0$ où \vec{n} est la normale à la surface. Elle revient à imposer la composante normale du champ de vitesse de maillage sur la surface libre. Un algorithme itératif de barycentrage des nœuds à partir des positions des nœuds voisins (appartenant à un même élément) est réalisé sur le maillage ALE au temps $t + \Delta t$. Les nœuds frontières du maillage régularisé sont ensuite projetés sur la surface du maillage lagrangien réactualisé, comme décrit par la suite.

Régularisation du maillage volumique :

(Guerdoux 2007) effectue une régularisation adaptative de maillage qui lui permet d'optimiser le maillage tant du point de vue de la qualité des éléments que de la précision des calculs. Elle repose sur une estimation de l'erreur de discrétisation (Zienkiewicz & Taylor 2000), (Boussetta et al. 2006) et un calcul de la taille de maille optimale (Fourment et al. 2004), (Fourment & Guerdoux 2008). La régularisation est effectuée par barycentrage pondéré (III-48). Le processus itératif est décrit ci-après ; i est le numéro de l'itération.

Tout d'abord un critère de pondération C_e^{i-1} dépendant d'un critère de forme Cf_e^{i-1} et d'un critère d'adaptativité Ca_e^{i-1} est calculé pour l'élément courant e , pour le maillage de l'itération $i - 1$:

$$Cf_e^{i-1} = C_0 \frac{|\Omega_e^{i-1}|}{(h_e^{i-1})^3} \quad \text{III-44}$$

$$Ca_e^{i-1} = \left(\frac{h_e^{i-1}}{h_e^{opt}} \right)^3 \quad \text{III-45}$$

$$C_e^{i-1} = \alpha Cf_e^{i-1} + (1 - \alpha) Ca_e^{i-1} \quad \text{III-46}$$

où $|\Omega_e^{i-1}|$ est le volume de l'élément e ; C_0 est un coefficient constant de normalisation choisi tel que $Cf_e^{i-1} = 1$ si e est un tétraèdre régulier équilatéral ; h_e^{i-1} est la taille moyenne des arêtes de l'élément e ; h_e^{opt} est la taille de maille optimale. $\alpha \in [0,1]$ est une fonction du critère de forme minimal Cf_{min}^{i-1} qui est lui-même calculé sur les éléments connexes au nœud considéré :

$$\alpha(Cf_{min}^{i-1}) = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\beta(Cf_{min}^{i-1} - Cf_{crit})^2\right) & \text{si } Cf_{min}^{i-1} \leq Cf_{crit} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{III-47}$$

où β et Cf_{crit} sont des paramètres à ajuster ; les valeurs usuelles sont $(Cf_{crit} ; \beta) \in [(0,1 ; 100), (0,5 ; 10)]$.

Le barycentrage volumique (voir Figure III-7) est réalisé sur la base d'un barycentrage en position :

$$\vec{X}_m^i = \frac{1}{|\Gamma_m|} \sum_{e \in \Gamma_m} C_e^{i-1} \vec{X}_{ge}^{i-1} \quad \text{III-48}$$

Où m est le nœud considéré ; i est le numéro de l'itération ; Γ_m est l'ensemble des éléments contenant m et $|\Gamma_m|$ son cardinal ; \vec{X}_{ge}^{i-1} est le centre de gravité de l'élément e .

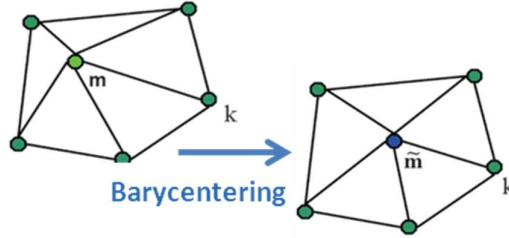


Figure III-7 : Régularisation des nœuds volumiques

L'algorithme est itéré jusqu'à ce que les variations sur le champ de vitesse du maillage \vec{w}^i soient inférieures à une tolérance prescrite $convlim$ ($\sim 10^{-3}$) ou qu'un nombre maximal d'itérations I soit atteint :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\| \max_{m \in \Omega} (\vec{w}^i - \vec{w}^{i-1}) \|}{\max_{\substack{n \in \Omega \\ k=0,i}} (\vec{v}^k)} < convlim \\ I < nb_{it_max} \end{array} \right. \quad \text{III-49}$$

Régularisation du maillage surfacique :

- 1) Le barycentrage des nœuds surfaciques est celui de l'équation (III-48), mais il ne fait intervenir que les nœuds de surface voisins.
- 2) La conservation du domaine est imposée en chaque nœud de la frontière par projection comme suit :

$$(\vec{w}_m^i - \vec{v}_m^{t+\Delta t}) \vec{n}_m = 0 \quad \text{III-50}$$

où \vec{n}_m est la normale au nœud m dont le calcul est de la plus haute importance pour la conservation du volume. Dans (Guerdoux 2007), l'auteur calcule le nombre et la valeur de ces normales à partir des normales des facettes adjacentes au nœud m en minimisant le flux de matière ϕ_m à travers l'ensemble de ces facettes :

$$\forall m \in \partial \Omega_{ALE}^t, \min_{\vec{w}_m} \phi_m = \frac{1}{2} \sum_{f \in \Gamma_m} \left(\int_{\Gamma_m} (\vec{w} - \vec{v}) \cdot \vec{n}^f dS \right)^2. \quad \text{III-51}$$

où \vec{n}^f est la normale à une face f de Γ_m . Ce critère permet également, par un calcul de valeurs propres, de distinguer les singularités du domaine telles que les arêtes et les coins, en lesquelles un critère différent de conservation est appliqué : vitesse de maillage nulle dans les coins et écriture de deux équations de conservation sur une arête, selon chacune des normales qui la définissent.

- 3) Les 2 étapes précédentes permettent de calculer une vitesse de maillage provisoire \vec{w}_m^i :

$$\vec{w}_m^i = \frac{\vec{X}_m^i - \vec{X}_m^t}{\Delta t} \quad \text{III-52}$$

où \vec{X}_m^t est la position du nœud à l'incrément de temps précédent, soit à l'instant t .

Cette régularisation ne permet pas de rendre compte précisément de l'évolution de la surface libre, principalement lorsqu'elle celle-ci évolue beaucoup au voisinage de l'outil. En effet elle ne prend pas en compte le mouvement tangentiel du nœud. C'est pourquoi une procédure de projection est appliquée pour réduire les imprécisions dues à ces mouvements tangentiels :

- 4) La position barycentrée \vec{X}_m^i est alors projetée orthogonalement sur le maillage ALE au temps t en le projeté de coordonnées \vec{X}_p^i .
- 5) La vitesse matérielle et la normale consistante en ce projeté sont calculées par interpolation des valeurs aux nœuds de la facette f contenant p :

$$\begin{cases} \vec{n}_p^i = \frac{\sum_{n \in f} N_n(\vec{X}_p^i) \vec{n}_n}{\|\sum_{n \in f} N_n(\vec{X}_p^i) \vec{n}_n\|} \\ \vec{v}_p^i = \sum_{n \in f} N_n(\vec{X}_p^i) \vec{v}_n \end{cases} \quad \text{III-53}$$

où N_n sont les fonctions d'interpolation.

- 6) La nouvelle vitesse de maillage est alors calculée par :

$$\begin{cases} \vec{w}_p = (\vec{v}_p^i \cdot \vec{n}_p^i) \vec{n}_p^i \\ \vec{w}_m^i = \frac{\vec{X}_m^i - \vec{X}_p^i}{\Delta t} + \vec{w}_p \end{cases} \quad \text{III-54}$$

- 7) La nouvelle position itérative du nœud régularisé est donné par :

$$\vec{X}_m^{i+1} = \vec{X}_m^i + \vec{w}_m^i \Delta t \quad \text{III-55}$$

Nous itérons l'algorithme jusqu'à ce que les variations sur \vec{w}^i soient inférieures à une tolérance prescrite $convlim$ ($\sim 10^{-3}$) ou qu'un nombre maximal d'itérations I soit atteint :

$$\begin{cases} \frac{\| \max_{m \in \Omega} (\vec{w}^i - \vec{w}^{i-1}) \|}{\max_{\substack{n \in \Omega \\ k=0,i}} (\vec{v}^k)} < convlim \\ I < nb_{it_max} \end{cases} \quad \text{III-56}$$

Le maillage est finalement réactualisé lorsque l'algorithme a convergé, comme suit:

$$\vec{X}_m^{t+\Delta t} = \vec{X}_m^t + \vec{w}_m^{t+\Delta t} \Delta t \quad \text{III-57}$$

Cette première formulation Forge-ALE-FSW donne d'excellents résultats en soudage FSW et pour la simulation de la coupe orthogonale à grandes vitesses (Delalandre 2008). Elle ne s'applique pas au procédé de laminage ou plus généralement à tout problème faisant apparaître de fortes vitesses tangentielles. En effet, elle ne permet pas de conserver le volume avec suffisamment de précision, ce qui génère une surface libre partiellement erronée et présentant des oscillations (Philippe 2009). Ce comportement résulte de la condition de conservation du volume (voir équation **III-50**) qui donne des corrections de maillage dans la direction normale à la surface proportionnelle à la vitesse de l'écoulement. Or ces déplacements sont très faibles en laminage alors que la vitesse de l'écoulement y est très importante, de sorte que cette formulation donne des valeurs trop élevées de vitesse normale de maillage qui provoquent, de proche en proche, les oscillations observées (Philippe 2009). La procédure de projection qui a été ajoutée afin de mieux corriger la vitesse de maillage dans la direction normale pour considérer les mouvements tangentiels n'est pas suffisante car elle est effectuée sur le maillage à l'instant t et non sur la surface à $t + \Delta t$ et car elle n'intervient qu'en fin de calcul.

II. 2. b. Seconde méthode de régularisation généralisée au laminage

Dans ce chapitre, nous nous concentrons sur la description d'une nouvelle formulation de régularisation surfacique des nœuds, Forge-ALE-new. En laminage, ou pour une utilisation plus étendue de la formulation ALE, il faut modifier la condition de conservation de volume (voir équation **III-50**) ; le reste de l'algorithme (barycentrage volumique) reste inchangé. Les changements par rapport à la version précédente interviennent dans le barycentrage surfacique et la projection des nœuds.

- 1) Les nœuds surfaciques sont régularisés selon le barycentrage des nœuds de surface suivant :

$$\vec{X}_m^i = \frac{1}{|\Gamma_{m|s}|} \sum_{e \in \Gamma_{m|s}} \vec{X}_{ge}^{i-1} \quad \text{III-58}$$

où $\Gamma_{m|s}$ est la restriction du voisinage de m aux nœuds de la surface. Notons que le barycentrage n'est plus pondéré par le critère d'adaptation de maillage dans cette nouvelle version. Ceci permet d'éviter les problèmes de convergences rencontrés avec les algorithmes de Jacobi ou Gauss-Siedel, tout en remarquant que cette pondération n'était pas nécessaire lorsque le maillage initial est raffiné de manière adaptative. Ainsi le critère de pondération C_e^{i-1} est-il pris égal à 1,

- 2) Les nœuds barycentrés sont projetés sur la surface lagrangienne réactualisée, patch par patch (le « patch » est un ensemble d'éléments contenant le nœud considéré (voir Figure III-8)) :

$$\vec{X}_p^i = \Pi \vec{X}_m^i \quad \text{III-59}$$

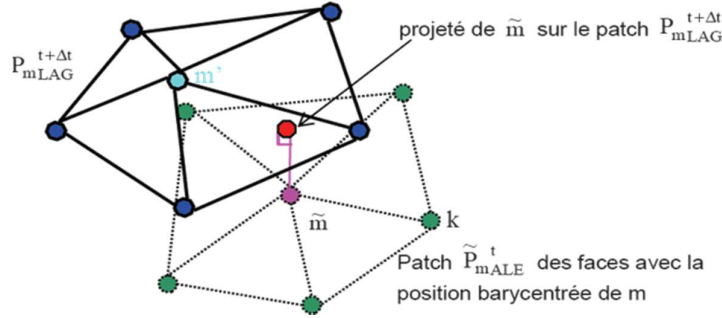


Figure III-8 : Projection des nœuds surfaciques sur la surface lagrangienne

- 3) Calcul de la vitesse de maillage (voir équation **III-52**),
- 4) Lorsque l'algorithme a convergé, le maillage est actualisé (voir équation **III-57**).

La projection de l'équation (**III-59**) est différente selon la nature du nœud, selon qu'il appartienne à une face, à une arête ou à un coin (Philippe 2009), et dépend de la précision de la représentation de la surface de projection : la surface lagrangienne réactualisée du domaine. A l'instant $t + \Delta t$, elle est calculée par application du schéma d'intégration temporelle d'Euler (voir équation **III-26**) ou de tout autre schéma utilisé tel que RK2. Ensuite, les nœuds du maillage régularisé (voir équation **III-58**) sont projetés localement par patch sur cette surface. Cette projection sur les patches permet de travailler uniquement avec des informations locales et ainsi de l'étendre facilement au calcul parallèle. Dans la pratique, cette méthode s'avère peu précise ; elle est trop diffusive, entraînant des pertes de volume

trop importantes. Elle peut être considérablement améliorée en augmentant l'ordre d'interpolation de la surface grâce à une méthode de recouvrement (Nagata 2005) qui constitue le cœur de l'étape de régularisation. Elle consiste à transformer la surface C^0 en une surface quasi- C^1 . Des éléments quadratiques (triangles quadratiques) sont utilisés pour interpoler la surface. L'interpolation est construite sur la base des éléments linéaires (puisque la position des nœuds sommets est connue) suivant une approche hiérarchique ; il suffit donc de calculer la position des nœuds se trouvant au milieu des arêtes du maillage et d'ajouter une fonction de forme hiérarchique de degré 2 aux fonctions de formes linéaires habituelles pour interpoler de manière quadratique le long de chaque arête (voir Figure III-9 a). Le calcul de la position du nœud milieu repose sur deux étapes : le calcul des normales aux 2 nœuds extrémités d'une arête et le calcul de la courbe de degré 2 (voir Figure III-9 b) interpolant cette arête au mieux en préservant ces normales.

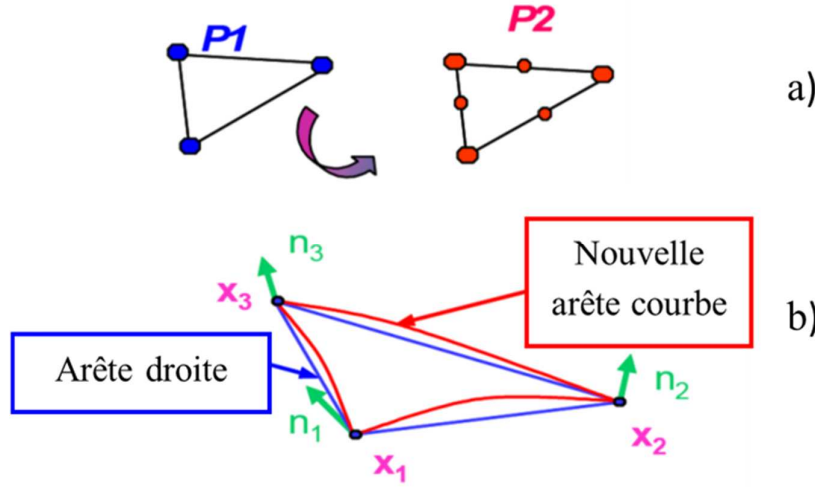


Figure III-9 : Patch de Nagata : augmentation de l'ordre d'interpolation

La position $\vec{X}'(\xi)$ d'un nœud appartenant à l'arête courbe, pour $0 \leq \xi \leq 1$ l'abscisse curviligne, est donnée par la formule suivante (voir Figure III-10) :

$$\vec{X}'(\xi) = \vec{X}_1 B_1(\xi) + \vec{X}_2 B_2(\xi) + \vec{X} B_3(\xi) \quad \text{III-60}$$

où \vec{X}_1 et \vec{X}_2 sont les coordonnées des 2 nœuds M_1 et M_2 ; $B_1(\xi) = 1 - \xi$ et $B_2(\xi) = \xi$ sont les fonctions de formes linéaires ; $B_3(\xi) = 4\xi(1 - \xi)$ est la fonction de forme hiérarchique quadratique associée au nœud milieu de l'arête, ajoutée pour obtenir une interpolation d'ordre 2. \vec{X} est l'inconnue déterminée par minimisation des moindres carrés du produit scalaire des tangentes aux extrémités avec les normales calculées en ces nœuds :

$$\vec{X} = \underset{\vec{X}}{\text{Argmin}} \sum_{i=1}^{r_1} \left[\vec{n}_1^{(i)T} \frac{d\vec{X}}{d\xi}(0) \right]^2 + \sum_{i=1}^{r_2} \left[\vec{n}_2^{(i)T} \frac{d\vec{X}}{d\xi}(1) \right]^2 + \varepsilon \vec{X}^2 \quad \text{III-61}$$

où $\varepsilon \vec{X}^2$ est un terme de régularisation introduit dans le cas où le problème n'est pas inversible ; r_1 et r_2 sont respectivement le nombre de normales aux nœuds M_1 et M_2 .

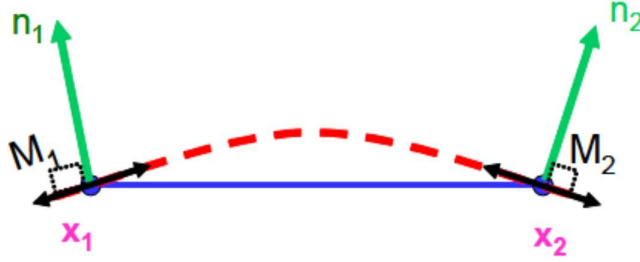


Figure III-10 : Définition de l'arête courbe passant par les nœuds M_1 et M_2 de normales \vec{n}_1 et \vec{n}_2 .

La procédure est répétée pour les 3 arêtes de chaque triangle ; l'interpolation quadratique permet ensuite de construire la solution finale $\vec{X}(\xi, \eta)$ sur la face complète de ces triangles :

$$\begin{aligned} \vec{X}(\xi, \eta) = & \vec{X}_1 B_1(\xi, \eta) + \vec{X}_2 B_2(\xi, \eta) + \vec{X}_3 B_3(\xi, \eta) \\ & + \vec{X}_4 B_4(\xi, \eta) + \vec{X}_5 B_5(\xi, \eta) + \vec{X}_6 B_6(\xi, \eta) \end{aligned} \quad \text{III-62}$$

où \vec{X}_i est la coordonnée du nœud M_i et

$$\begin{aligned} B_1(\xi, \eta) &= 1 - \xi - \eta & B_4(\xi, \eta) &= 4(1 - \xi - \eta)\xi \\ B_2(\xi, \eta) &= \xi & B_5(\xi, \eta) &= 4\xi\eta \\ B_3(\xi, \eta) &= \eta & B_6(\xi, \eta) &= 4(1 - \xi - \eta)\eta \end{aligned} \quad \text{III-63}$$

La précision de ces arêtes courbes et de l'interpolation résultante repose sur la précision du calcul des normales en chacun des nœuds de la surface. Parmi les différentes manières envisagées pour leur calcul (dont la méthode utilisée dans le premier algorithme de régularisation présentée plus haut), le calcul de normales *votées* proposé par (Nagata 2005) s'avère le plus efficace et apporte une précision satisfaisante. Il repose sur l'utilisation d'une matrice de corrélation M_k , en chaque nœud k , qui est calculée à partir des faces contenant le nœud :

$$\begin{cases} M_k = \sum_{f \ni k} \omega_f \vec{n}_f \vec{n}_f^T \\ \omega_f = \frac{A_f}{\max_f A_f} \cdot \exp \left(\frac{3 \|\vec{X}_k \vec{C}_f\|}{\max_f \|\vec{X}_k \vec{C}_f\|} \right) \end{cases} \quad \text{III-64}$$

où A_f est la surface de la face f , C_f son barycentre et \vec{n}_f sa normale extérieure. Les valeurs propres $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ (avec $\lambda_1 > \lambda_2 > \lambda_3$) de cette matrice permettent de déterminer les singularités géométriques (arête ou coin) au nœud k . Considérons les 2 paramètres suivants $\varepsilon = 10^{-5}$ et $\theta = \frac{2.5 \cdot 10^{-2}}{\max_f A_f}$:

- nœud de coin si : $\frac{\lambda_3}{\lambda_1} > \min(\varepsilon, \theta) \rightarrow 3$ normales,
- nœud d'arête si : $\frac{\lambda_2}{\lambda_1} > \min(\varepsilon, \theta) \rightarrow 2$ normales,
- sinon nœud de surface $\rightarrow 1$ normale.

Ceci permet de repérer automatiquement les arêtes et les coins qui peuvent se former au cours du procédé, par exemple lors de l'apparition de défauts ou de bavures en FSW. Ensuite le calcul des normales est effectué par patch et *voté* en moyennant les normales \vec{n}_f d'un ensemble $E^{(i)}$ de faces défini au préalable et tel que les faces respectent un angle minimal :

$$\vec{n}^{(i)} = \sum_{f \in E^{(i)}} \omega_f \vec{n}_f \quad \text{III-65}$$

où i est la $i^{\text{ème}}$ normale du nœud. Plus précisément, si le nœud appartient à la surface, alors la normale \vec{n}_f est le vecteur propre associé à la plus grande valeur propre de la matrice de corrélation. Si le nœud appartient à une arête, alors les 2 premiers vecteurs propres de la matrice de corrélation permettent d'identifier 2 normales de l'arête, qui permettent à leur tour de diviser le patch en 2 : chaque sous-patch contient l'ensemble des facettes dont la normale est orientée suivant l'une de ces 2 normales. La normale votée est calculée comme précédemment sur chacun des 2 sous-patches. Il est fait de même pour un nœud appartenant à un coin avec 3 normales et 3 sous-patches.

La dernière étape est la projection du point barycentré sur la surface quadratique (voir équation **III-59**). La projection est locale au patch considéré ; elle est effectuée sur chacune de ses faces f ; le projeté est celui qui minimise la distance de projection. Elle est résumée selon le problème de minimisation suivant :

$$\min_{\xi} \|\vec{X}_m^i - \vec{X}(\xi)\|^2, \quad \text{III-66}$$

qui revient à annuler :

$$d_{\xi} \vec{X}(\xi)^T (\vec{X}_m^i - \vec{X}(\xi)) = 0, \quad \text{III-67}$$

qui est résolu par la méthode de Newton Raphson.

Du fait de son caractère local, par patch, la projection ne garantit pas que le projeté se trouve sur le patch considéré, c'est-à-dire sur son patch d'origine en début d'incrément. Lorsque ce n'est pas le cas, le pas de temps est découpé en sous-incréments suffisamment petits pour que cette condition d'appartenance soit vérifiée à chaque sous-étape. Cette sous-incrémentation permet de conserver cet algorithme parallèle dans tous les cas de figure.

Cette seconde méthode a été utilisée pour les modélisations de FSW traitées dans ce manuscrit.

II.3. Transport

Il existe deux types de variables à transporter, les variables continues telles que la température, et les variables discontinues telles que les contraintes et les déformations cumulées. Les techniques de transport sont différentes pour chacune. Dans la pratique, lors de nos applications de soudage, nous n'avons pas eu besoin de transporter les variables d'état car nous ne modélisons pas les contraintes résiduelles dans la plaque et nous avons utilisé une loi rigide viscoplastique ne prenant pas en compte la dépendance à l'écroutissage. C'est pourquoi nous ne ferons qu'un bref rappel des techniques utilisées pour les variables discontinues alors que nous présenterons plus précisément le transport de la température.

II. 3. a. Transport des champs continus

Le transport des champs continus P1 définis aux nœuds, tels que la température, la vitesse ou la pression, repose sur une approche convective par transport amont. Elle est notamment moins diffusive qu'une approche par interpolation inverse. Elle nécessite de calculer le gradient du champ aux nœuds du maillage et l'approche retenue consiste à approcher ce gradient par celui calculé en un des éléments qui l'entoure et qui se trouve en amont de l'écoulement. Pour cela un antécédent au nœud

considéré est calculé dans la direction amont à la vitesse convective. Si un élément du patch de ce nœud contient cet antécédent, il devient l'élément amont, sinon un antécédent plus proche est calculé. Finalement le gradient du champ au nœud m , constant par éléments puisque les champs sont linéaires, est celui calculé dans l'élément amont.

Ainsi pour ξ une variable d'état C^1 , sa dérivée de grille au temps $t + \Delta t$ est définie de la manière suivante:

$$d_{g,t}^{t+\Delta t} \xi = d_t^{t+\Delta t} \xi - \vec{c}^{t+\Delta t} \nabla \xi^{t+\Delta t} \quad \text{III-68}$$

où $\vec{c} = \vec{v} - \vec{w}$ est la vitesse convective, c'est-à-dire la différence entre les vitesses matérielle et de maillage. La linéarisation au premier ordre par la méthode des différences finies de la dérivée de grille et de la dérivée particulaire s'écrit :

$$d_{g,t}^{t+\Delta t} \xi = \frac{\xi_{ALE}^{t+\Delta t} - \xi^t}{\Delta t} \quad \text{III-69}$$

$$d_t^{t+\Delta t} \xi = \frac{\xi_{LAG}^{t+\Delta t} - \xi^t}{\Delta t} \quad \text{III-70}$$

En injectant les deux dérivées précédentes dans l'équation (III-68), nous obtenons :

$$\xi_{ALE}^{t+\Delta t} = \xi_{LAG}^{t+\Delta t} - (\vec{v} - \vec{w}) \nabla \xi^{t+\Delta t} \Delta t \quad \text{III-71}$$

où $\nabla \xi^{t+\Delta t}$ est le gradient du champ (voir Figure III-11) qui est finalement la seule inconnue de la partie droite de l'équation. Il est constant et calculé par :

$$\nabla \xi^{t+\Delta t} = \sum_{n \in E} \nabla(N_n(m)) \xi_n \quad \text{III-72}$$

où E est l'élément amont et ξ_n les valeurs du champs aux nœuds de E .

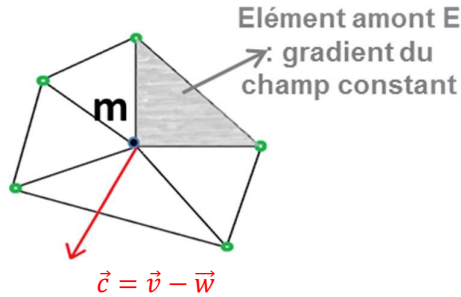


Figure III-11 : Vitesse convective et élément amont

Cette méthode est conservative et précise sous la condition que le pas de temps soit suffisamment petit pour que l'antécédent du nœud se trouve bien dans un élément voisin, c'est-à-dire qu'il vérifie la condition CFL suivante :

$$\Delta t_{CFL} \leq \frac{h_E}{|\vec{v}_m^{t+\Delta t} - \vec{w}_m^{t+\Delta t}|} \quad \text{III-73}$$

où h_E est la taille de maille de l'élément amont. Un pas de temps minimal est alors calculé comme suit,

$$\Delta t_{CFL}^{min} = \min_{m \in M} \frac{d}{|\vec{v}_m^{t+\Delta t} - \vec{w}_m^{t+\Delta t}|} \quad III-74$$

où d est la distance minimale du nœud à la face de l'élément amont dans la direction convective.

Si $\Delta t_{CFL}^{min} < \Delta t$, le transport convectif est effectué en subdivisant Δt en sous pas de temps vérifiant cette condition :

$$\forall j, \Delta t_j \leq \Delta t_{CFL}^{min} \text{ avec } \Delta t = \sum_j \Delta t_j \quad III-75$$

II. 3. b. Transport des champs discontinus

Les champs D discontinus et constants par élément tels que les déformations et les contraintes, connus aux points d'intégration, sont transportés par une technique de recouvrement super convergent par patch éléments finis SPR (Kumar et al. 2015). Cette méthode consiste à calculer une approximation du champ considéré qui est localement continu et d'un ordre d'interpolation supérieur, linéaire ou quadratique, au champ original. Plus précisément on extrapole les champs depuis les points d'intégration jusqu'aux nœuds du maillage lagrangien réactualisé. Ce recouvrement est effectué sur des patches topologiques constitués par les éléments voisins d'un nœud du maillage (voir Figure III-12). Une approximation linéaire ou quadratique de ce champ est calculée avant de l'interpoler aux nœuds du maillage régularisé à $t+\Delta t$.

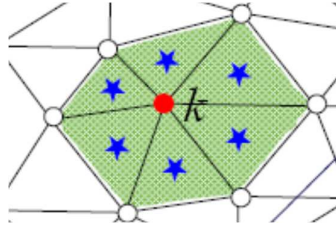


Figure III-12 : Patch topologique de la méthode SPR pour le nœud k

L'expansion polynomiale construite sur le patch centré au nœud k à partir des points d'intégration voisins s'écrit :

$$\tilde{D}_k(x) = P_k(x) a_k, \quad III-76$$

où P_k est la base polynomiale et a_k sont les coefficients d'interpolation. Ils sont calculés de manière à minimiser l'écart entre $\tilde{D}_k(x_{int})$ et D_{int} , la valeur interpolée au point d'intégration x_{int} et la valeur du champ en x_{int} . Cette interpolation permet de calculer $\bar{D}_k = \tilde{D}_k(x_k)$, la valeur recouvrée de D au nœud x_k . Puis, pour chaque point d'intégration du maillage ALE régularisé, nous recherchons l'élément elt du maillage lagrangien réactualisé le contenant. La valeur est alors interpolée de la manière suivante :

$$D_{ALE}^{t+\Delta t}(x_{ALE}) = \sum_{k \in elt} \bar{D}_k N_k(x_{ALE}), \quad III-77$$

où N_k sont les fonctions de forme de l'élément. Il a été montré que ce transport est d'un ordre de convergence de 2, qu'il est précis et peu diffusif (Kumar et al. 2015).

La version ALE, du logiciel dont nous disposons, est parallèle. La gestion du maillage surfacique est générale, rapide et elle permet de traiter les singularités géométriques. Elle a été principalement

développée pour le laminage et nécessite donc certains développements pour être appliquée au procédé FSW qui est caractérisé par un écoulement fortement rotationnel. En ce sens, un schéma d'actualisation du maillage plus précis que le schéma d'Euler est nécessaire pour améliorer la précision du calcul de la surface libre et du contact. Des améliorations de la méthode de transport sont également nécessaires afin de prendre en compte des spécificités de l'écoulement FSW. Enfin cette version du logiciel doit être enrichie pour modéliser les géométries particulières de pion telles que celles avec un filetage.

Dans la suite de ce chapitre, nous détaillerons ces développements numériques effectués pendant ce travail de thèse.

III. Développements numériques spécifiques au FSW

Les développements spécifiques au FSW sont de natures différentes. Le premier développement traite des modifications apportées à l'algorithme de transport amont. Les conditions cinématiques particulières de notre procédé mettaient en défaut cette procédure. Le second ajout concerne le schéma d'intégration temporelle modifié pour l'écoulement fortement rotatif existant en FSW. Le dernier développement porte sur la mise en place d'un modèle numérique permettant de considérer les effets d'un filetage sur le pion et l'épaule sans prendre en compte explicitement ces géométries d'outil plus complexes qui sont nécessaires pour améliorer le malaxage du matériau pendant le procédé.

III.1. Algorithme de transport amont

Comme nous l'avons décrit au paragraphe précédent, l'opérateur de transport repose donc sur la détermination d'un élément en amont de la vitesse convective. Compte tenu de la complexité de l'écoulement en FSW, il peut arriver que pour un ensemble de nœuds, l'antécédent sorte du domaine maillé d'étude. Ces nœuds ne possédant pas d'élément amont, nous retenons pour le calcul du gradient, l'élément de la surface sur lequel se projette l'antécédent. Cette procédure peut engendrer le calcul d'un gradient de variable erroné dans la direction de l'écoulement. Cette situation est observée en particulier dans un environnement parallèle où nous étudions qu'une partie du domaine à la fois. Nous sommes alors amenés à distinguer trois situations en fonction de l'angle entre la vitesse convective et la direction de projection de l'antécédent sur la face de l'élément le plus proche (voir Figure III-13) :

- Nœud du plan d'entrée (voir Figure III-13) : il est défini par un angle inférieur à une valeur limite fixée par l'utilisateur (égale à 10° dans les applications). L'antécédent n'appartient pas au domaine d'étude mais son gradient est constant conformément à la condition d'entrée. Nous ne choisissons pas d'élément amont et la valeur transportée est identique à la valeur initiale au nœud considéré.

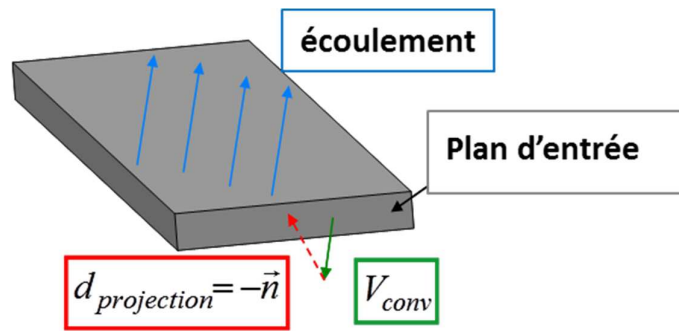


Figure III-13 : Identification de l'élément amont pour le cas particulier des plans d'entrée.

- Nœud d'un plan de symétrie ou du bord du domaine : il est repéré par un angle supérieur à la valeur fixée. Si la condition de symétrie était parfaitement vérifiée, l'antécédent ne se trouverait pas à l'extérieur du domaine. L'antécédent est donc projeté sur la surface du domaine et l'élément de projection devient l'élément amont,
- Nœud de la surface libre (voir Figure III-14) dont l'antécédent se trouve à l'intérieur d'un outil ou dans le vide. Dans ces cas très particuliers, qui résultent de la complexité de l'écoulement et de la régularisation de maillage, il s'avère impossible de trouver un élément amont satisfaisant ; ces cas constituent la limite de cette méthode de transport. Nous choisissons donc l'élément amont suivant la méthode précédente, c'est-à-dire par projection de l'antécédent sur la surface, mais nous annulons la composante du gradient dans la direction de l'écoulement (qui serait absurde); nous ne prenons en compte le gradient que dans sa direction tangentielle :

$$\overline{\nabla \xi} \leftarrow \overline{\nabla \xi} - (\overline{\nabla \xi} \cdot \vec{n}) \cdot \vec{n}$$

III-78

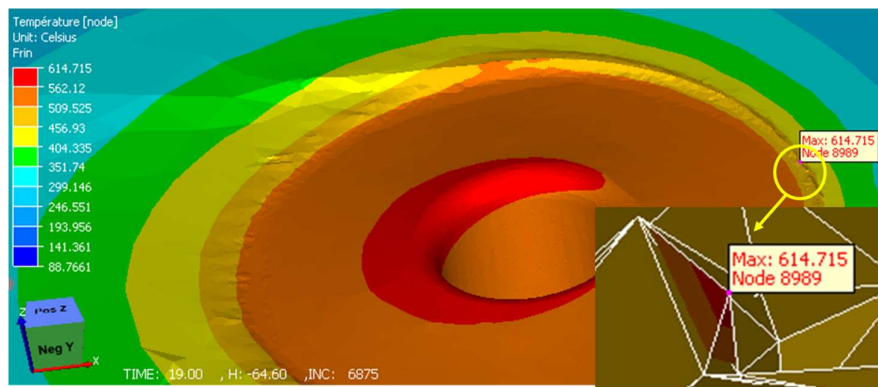


Figure III-14 : Température aberrante en un nœud de la surface libre lorsqu'on prend en compte la composante du gradient dans la direction de l'écoulement – cette valeur devient acceptable en utilisant seulement la composante tangentielle.

III. 1. a. Validation sur un cas académique

Nous validons ce transport amont des nœuds particuliers sur un cas académique en comparant nos résultats à ceux obtenus avec le code développé par (Guerdoux 2007). Il s'agit de transporter un profil de température initialisé comme présenté sur la Figure III-15 sur une plaque en mouvement :

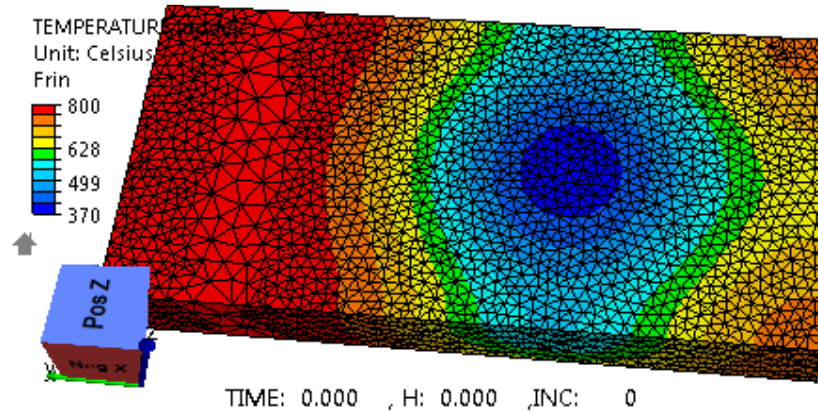
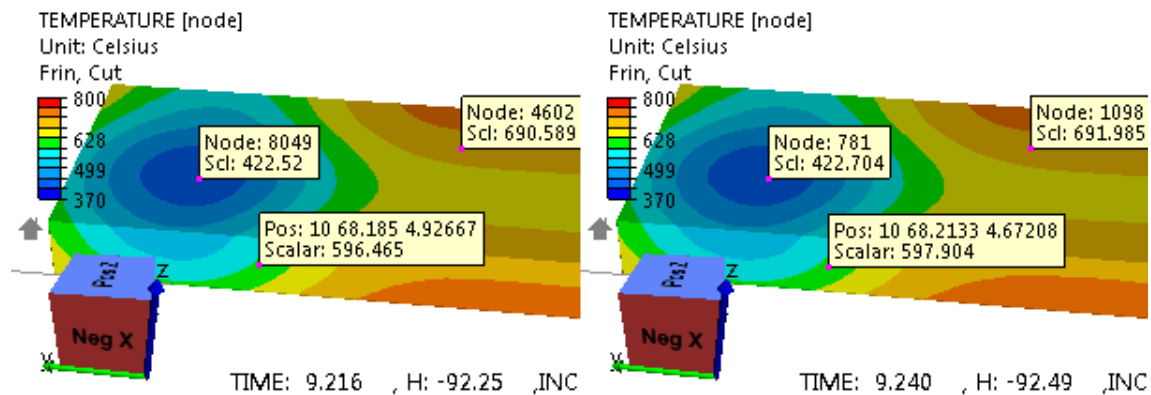


Figure III-15 : Profil initial de température à transporter et maillage de la plaque.

La plaque est en aluminium, de taille $100 \times 50 \times 10$ mm. La formulation est eulérienne. La taille de maille moyenne du maillage est de 1,5 mm. Une vitesse de 5 mm/s dans la direction y est appliquée. Le pas de temps est fixé à 0,12 s.



**Figure III-16 : Validation de la méthode de transport amont de la température :
gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.**

Ce cas test simple montre une bonne corrélation entre les deux versions du code (voir Figure III-16), ce qui est attendu puisque les modifications apportées concernent le transport en des nœuds particuliers. Les différences sont inférieures à 10 degrés au voisinage sur le plan d'entrée (voir Figure III-17). Les modifications apportées permettent de parfaitement conserver les températures du plan d'entrée (identiques aux températures initiales) alors que nous observons quelques instabilités et une légère diffusion avec l'ancienne méthode.

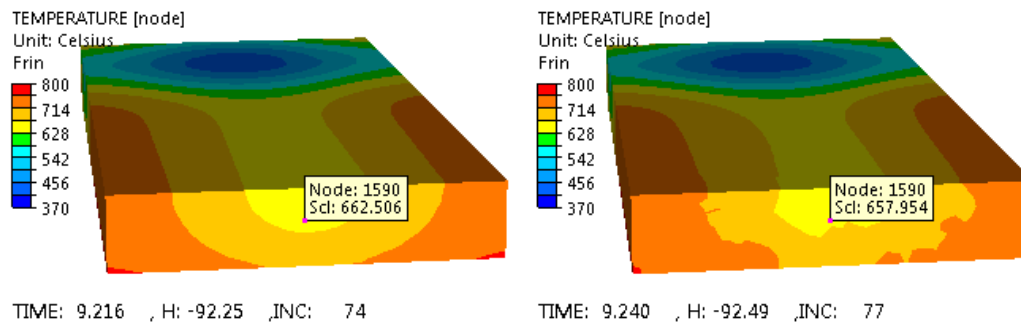


Figure III-17 : Comparaison de la méthode de transport amont de la température sur le plan d'entrée :
gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.

III. 1. b. Validation sur un cas de FSW

L'application à un cas de soudage défini en ALE permet d'éliminer les valeurs aberrantes obtenues précédemment, par exemple en un nœud situé sur la surface de la plaque en contact avec l'outil (voir Figure III-18) ; ce nœud ne possède pas d'antécédent mais il ne peut pas être considéré comme son propre antécédent compte tenu de la nature de l'écoulement à cet endroit ; en ne prenant en compte que le gradient dans la direction tangentielle à l'écoulement, nous obtenons des valeurs tout à fait conformes aux attentes (voir Figure III-19).

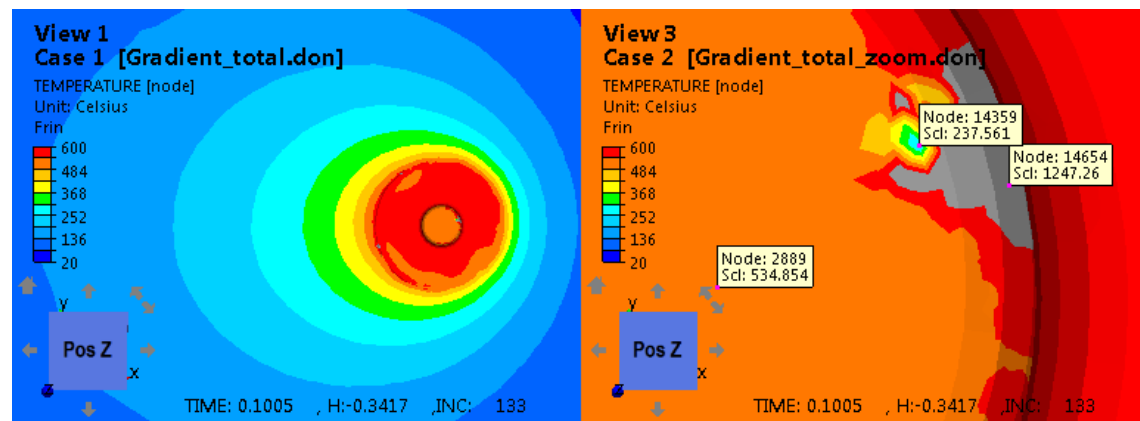


Figure III-18 : Champ de température obtenu après 0.1 s de soudage en considérant le gradient total, vue de dessus à gauche et zoom en fond de pion en amont de l'écoulement à droite.

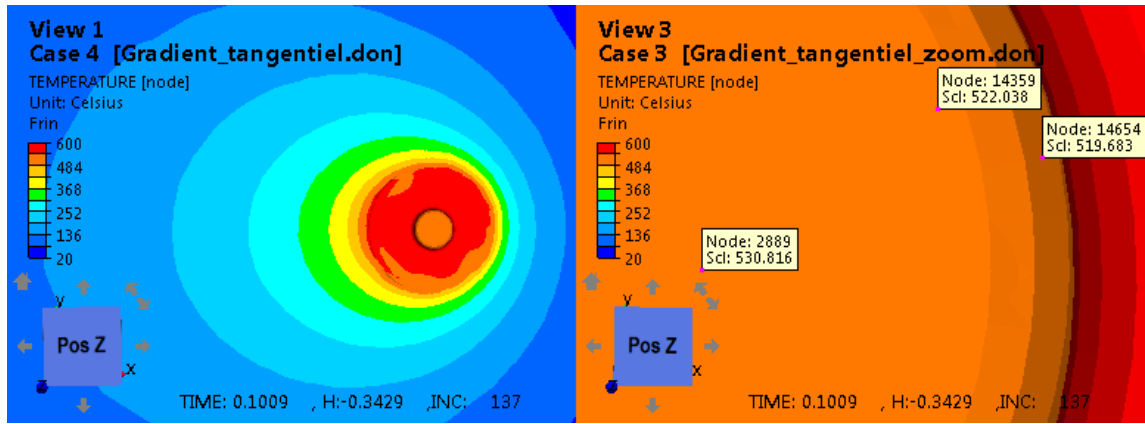


Figure III-19 : Champ de température corrigé obtenu après 0.1 s de soudage en ne considérant que le gradient tangentiel, vue de dessus à gauche et zoom en fond de pion en amont de l'écoulement à droite.

III.2. Schéma d'intégration temporelle

Les schémas de réactualisation du domaine habituellement utilisés en mise en forme des matériaux sont les schémas linéaires d'Euler explicite et implicite (voir équation **III-43**) et celui de Runge-Kutta d'ordre 2. Lorsque l'écoulement est fortement rotationnel, comme c'est le cas en FSW, le schéma d'Euler (voir Figure III-20) et même celui de Runge Kutta d'ordre 2 génèrent d'importants gonflements numériques (Kpodzo et al. 2014). Après avoir testé un grand nombre de schémas d'intégration temporelle pour un pas de temps fixé, (Chiumenti et al. 2013a) ont montré que seul le schéma de Runge-Kutta d'ordre 4 permet d'effectuer un suivi de particules suffisamment précis en FSW car celui-ci est le seul à permettre une intégration exacte d'un mouvement de rotation pure.

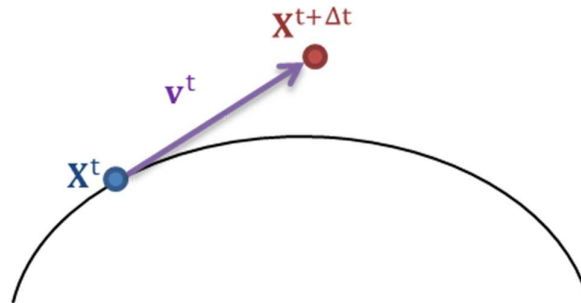


Figure III-20 : Illustration du phénomène de gonflement numérique en utilisant un schéma d'intégration temporelle d'Euler pour un mouvement de rotation.

Sans utiliser un schéma d'un ordre aussi élevé, un schéma d'intégration basé sur l'utilisation des coordonnées cylindriques (voir Figure III-21) s'avère naturellement adapté à un écoulement en rotation tel que celui du procédé FSW. Ce schéma a été développé par (Losilla et al. 2002) pour une application au laminage circulaire où l'actualisation se fait selon un axe de rotation fixe et connu. Il a été généralisé à des écoulements plus complexes, notamment par (Kpodzo et al. 2014), afin de considérer un axe de rotation variable dans l'espace et le temps, et afin de ne l'appliquer que dans les parties du domaine où la rotation domine la translation. Nous avons introduit ce nouveau schéma au sein de la formulation ALE pour l'appliquer au procédé FSW.

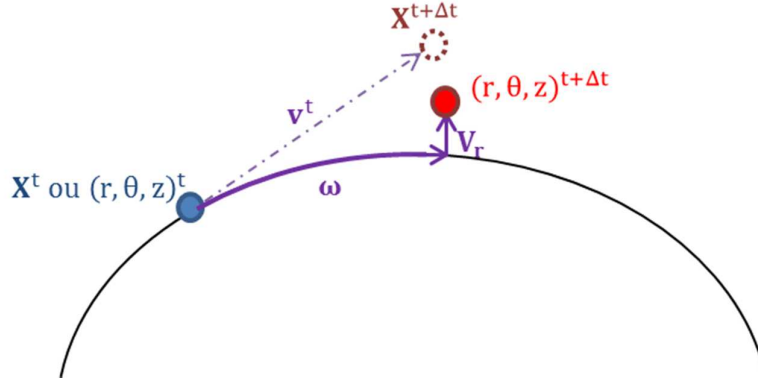


Figure III-21 : Schéma d'actualisation cylindrique, le champ de vitesse est décomposé en ω et V_r . En pointillé la réactualisation par un schéma d'Euler explicite.

III. 2. a. Equations

L'actualisation cylindrique est comme suit :

- 1) Le champ des vitesses est calculé dans le repère cylindrique :

$$\vec{v}^{t+\Delta t} : \begin{pmatrix} v_r^{t+\Delta t} = v_x^{t+\Delta t} \cos \theta^t + v_y^{t+\Delta t} \sin \theta^t \\ v_\theta^{t+\Delta t} = v_y^{t+\Delta t} \cos \theta^t + v_x^{t+\Delta t} \sin \theta^t \\ v_z^{t+\Delta t} \end{pmatrix} \quad \text{III-79}$$

- 2) Les coordonnées cylindriques sont actualisées linéairement dans le repère cylindrique à partir du champ des vitesses :

$$\begin{cases} r^{t+\Delta t} = r^t + v_r^{t+\Delta t} \Delta t \\ \theta^{t+\Delta t} = \theta^t + v_\theta^{t+\Delta t} \Delta t \\ z^{t+\Delta t} = z^t + v_z^{t+\Delta t} \Delta t \end{cases} \quad \text{III-80}$$

- 3) Le retour au repère cartésien termine la procédure :

$$\vec{X}^{t+\Delta t} : \begin{pmatrix} x^{t+\Delta t} = r^{t+\Delta t} \cos \theta^{t+\Delta t} \\ y^{t+\Delta t} = r^{t+\Delta t} \sin \theta^{t+\Delta t} \\ z^{t+\Delta t} \end{pmatrix} \quad \text{III-81}$$

Il est possible d'identifier les nœuds en rotation afin de n'appliquer ce schéma cylindrique que dans les parties du domaine où la rotation est dominante. Pour cela le tenseur des taux de rotations Ω est calculé :

$$\Omega^{t+\Delta t} = 0.5(\vec{\nabla} \vec{v}^{t+\Delta t} - \vec{\nabla}^t \vec{v}^{t+\Delta t}) = \begin{bmatrix} 0 & \omega_z^{t+\Delta t} & -\omega_y^{t+\Delta t} \\ -\omega_z^{t+\Delta t} & 0 & \omega_x^{t+\Delta t} \\ \omega_y^{t+\Delta t} & -\omega_x^{t+\Delta t} & 0 \end{bmatrix} \quad \text{III-82}$$

où $\omega_x^{t+\Delta t}, \omega_y^{t+\Delta t}, \omega_z^{t+\Delta t}$ sont les composantes du vecteur des vitesses de rotation. Ce vecteur est calculé au nœud k à partir des valeurs des éléments adjacents, comme suit :

$$\vec{\omega}_k^{t+\Delta t} = \frac{1}{|E_k|} \sum_{e=1}^{|E_k|} \vec{\omega}_e^{t+\Delta t} \quad \text{III-83}$$

où E_k est le patch d'éléments e centré sur le nœud k et $|E_k|$ son cardinal. Ensuite les deux critères suivants doivent être vérifiés pour que le nœud soit considéré en rotation :

$$\forall e \in E_k, 0 < \lambda_1 < \min \left(\left\| \frac{\omega_k^{t+\Delta t}}{\omega_e^{t+\Delta t}} \right\|, \left\| \frac{\omega_e^{t+\Delta t}}{\omega_k^{t+\Delta t}} \right\| \right) \leq 1 \quad \text{III-84}$$

$$\forall e \in E_k, 0 < \lambda_2 < \cos(\alpha_{ek}) = \left(\frac{\omega_k^{t+\Delta t} \cdot \omega_e^{t+\Delta t}}{\|\omega_k^{t+\Delta t}\| \cdot \|\omega_e^{t+\Delta t}\|} \right) \leq 1 \quad \text{III-85}$$

où λ_1 et λ_2 sont des paramètres à régler ; ils sont proches de 1 dans la pratique.

Pour ces nœuds, l'axe de rotation est donné par le vecteur des vitesses de rotation $\vec{\omega}_k$. Une base locale $(\vec{u}_0, \vec{v}_0, \vec{w}_0)$ est construite autour de cet axe :

$$\begin{cases} u_0 = \frac{v^{t+\Delta t}}{\|v^{t+\Delta t}\|} \\ v_0 = \frac{\omega^{t+\Delta t} \wedge v^{t+\Delta t}}{\|\omega^{t+\Delta t} \wedge v^{t+\Delta t}\|} \\ w_0 = \frac{\omega^{t+\Delta t}}{\|\omega^{t+\Delta t}\|} \end{cases} \quad \text{III-86}$$

Le centre de rotation de coordonnées $x_{centre} = (x_0, y_0, z_0)$ est calculé par projection du nœud sur l'axe de rotation. Puis les coordonnées \vec{x}_{loc}^t et les vitesses \vec{v}_{loc}^t cylindriques sont calculées dans la base locale :

$$\begin{cases} \vec{x}_{loc}^t = P^{-1}(\vec{x}^t - \vec{x}_{centre}) \\ \vec{v}_{loc}^t = P^{-1}\vec{v}^{t+\Delta t} \end{cases} \quad \text{III-87}$$

Finalement les coordonnées sont réactualisées dans la base locale selon l'équation (III-80) et le retour au repère global se fait selon :

$$\vec{x}^{t+\Delta t} = P\vec{x}_{loc}^{t+\Delta t} + \vec{x}_{centre} \quad \text{III-88}$$

La vitesse étant actualisée cylindriquement, la linéarisation du déplacement entre les positions des nœuds aux instants t et $t + \Delta t$ utilisée dans les équations du contact (voir équation III-28) n'est plus la même ; elle doit être modifiée comme détaillé dans (Kpodzo et al. 2014).

Nous intégrons ce schéma à la formulation ALE où la seule réactualisation du domaine qui ait lieu se produit durant le calcul de la surface lagrangienne réactualisée (voir équation III-62) à chaque itération de l'algorithme de régularisation du maillage surfacique. Plus précisément, lors de la projection des nœuds du maillage ALE sur la surface lagrangienne réactualisée au temps $t + dt$, cette surface est actualisée selon ce nouveau schéma cylindrique. Il est également utilisé lors de l'actualisation des positions provisoires. Notons qu'il serait également nécessaire de prendre en compte cette actualisation cylindrique dans le cas où nous souhaiterions transporter les variables d'état par recouvrement et projection (voir II. 3. b).

III. 2. b. Validation du schéma cylindrique

Nous avons testé l'actualisation cylindrique dans la formulation ALE sur le cas test d'un cube défini en ALE (voir Figure III-22) soumis à une vitesse de rotation de 15 tpm pendant 0,5 s. Les différents pas de temps choisis sont successivement de 0,01 et 0,001 s. Les résultats sont présentés

dans le Tableau III-1 où nous pouvons ainsi comparer le schéma d'Euler utilisé antérieurement à la nouvelle formulation cylindrique, en observant la variation de volume.

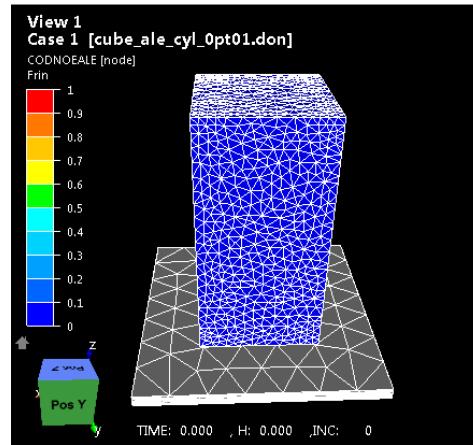


Figure III-22 : Maillage de cube en rotation.

Linéaire $\Delta t = 0.01$	Linéaire $\Delta t = 0.001$	Cylindrique $\Delta t = 0.01$	Cylindrique $\Delta t = 0.001$
0,77 %	0,12 %	0,0018 %	0,0009 %

Tableau III-1 : Variation de volume pour les actualisations linéaire et cylindrique avec chacun des pas de temps de 0,01 s et 0,001 s au bout de 0,5 s de rotation à 15 tpm.

Nous observons une convergence linéaire des deux schémas lorsque le pas de temps est diminué. Toutefois, les variations de volume sont nettement plus faibles avec le schéma cylindrique, de plusieurs ordres de grandeur, même avec un pas de temps 10 fois plus grand.

III.3. Filetage

Le malaxage du matériau produit par le pion de soudage joue un rôle très important sur la qualité de la soudure. Afin d'augmenter ce malaxage, la géométrie du pion est optimisée de par sa forme par exemple en utilisant un pion conique plutôt que cylindrique ; voir par exemple (Gratecap et al. 2007), (Buffa et al. 2009). Des gorges, des canaux, des filets peuvent également être ajoutés sur l'outil afin d'améliorer l'écoulement de la matière vers le bas du pion comme présentés dans le chapitre 1.

III. 3. a. Equations

De nombreux auteurs utilisent un contact bilatéral qui n'autorise pas la matière à décoller du pion. Il est alors moins complexe de simuler l'écoulement autour d'outils aussi complexes qu'ils soient comme dans (Feulvarch et al. 2013) ou (Chiumenti et al. 2013b). En raison de notre choix d'un contact unilatéral pour simuler la formation des défauts, il est très difficile de modéliser ce filetage de manière géométrique avec un maillage adapté car l'écoulement deviendrait trop complexe autour des filets et nécessiterait des maillages bien plus fins que ne le permettent nos moyens de calcul. Nous ne trouvons d'ailleurs aucune modélisation explicite des filets dans des simulations numériques en conditions de contact non collant unilatéral dans la bibliographie. Ce filetage peut alors être modélisé

de manière simplifiée suivant la méthode utilisée dans (Cho et al. 2007) et (Guerdoux 2007) en ajoutant une composante verticale fictive $\vec{v}_{vis,pion}$ à la vitesse de l'outil \vec{v}_{out} dans le calcul des termes de contact et de frottement, orientant ainsi le mouvement de la matière vers le bas du pion. La composante tangentielle correspondant à la composante de scission du filetage doit aussi être modifiée (voir Figure III-23).

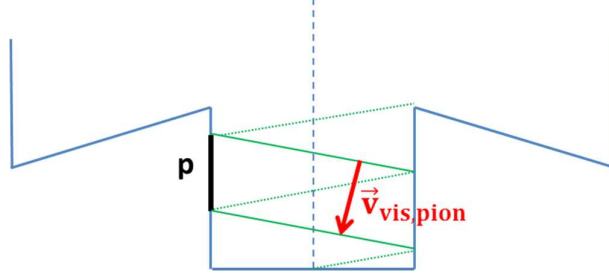


Figure III-23 : Schématisation de la vitesse de filetage pour le pion.

Le modèle résultant est généralisable, par exemple, à des pions coniques :

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{v}_{out}^{fileté} = \vec{v}_{out} + \vec{v}_{vis,pion} \vec{n}_{cone} \cos \beta + \vec{v}_{vis,pion} \vec{n}_{\theta} \sin \beta \\ \vec{n}_{cone} = h_{pion} \vec{n}_{rot} + (r_{pion}^{max} - r_{pion}^{min}) \vec{r} \\ \vec{n}_{\theta} = \vec{n}_{rot} \wedge \vec{r} \\ \beta = \tan^{-1} \left(\frac{p_{pion}}{2 \|\vec{r}\|} \right) \\ v_{vis,pion} = \frac{2 \pi \omega p_{pion}}{60} \end{array} \right. \quad \text{III-89}$$

où p_{pion} est le pas de vis ; ω est la vitesse de rotation de l'outil en tpm ; \vec{r} est la direction radiale du nœud courant par rapport à l'axe de rotation ; r_{pion}^{max} et r_{pion}^{min} sont les rayons minimal et maximal du pion ; \vec{n}_{rot} est la direction de l'axe de rotation ; \vec{n}_{θ} est la direction orthoradiale ; \vec{n}_{cone} est la direction de la génératrice du pion conique. De la même manière, un filetage peut être modélisé sur l'épaule (voir Figure III-24) pour prendre en compte des filetages ou des scrolls concentrant la matière vers le centre proche du pion :

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{v}_{out}^{fileté} = \vec{v}_{out} + \vec{v}_{vis,ep} \vec{n}_{ep} \\ \vec{n}_{ep} = h_{ep} \vec{n}_{rot} + (r_{ep} - r_{pion}^{max}) \vec{r} \\ \vec{v}_{vis,ep} = \frac{2 \pi \omega p_{ep}}{60} \end{array} \right. \quad \text{III-90}$$

où p_{ep} est le pas de vis de l'épaule ; r_{ep} est le rayon de l'épaule ; h_{ep} est la hauteur de l'épaule : elle est nulle pour un épaule droit ; elle est définie positive pour un épaule convexe et négative pour un épaule concave.

La vitesse de l'outil intervient dans l'expression de la loi de frottement de Norton qui est alors modifiée dans l'équation (III-17) en la formulation suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{\tau} = -\alpha K(T) \|\vec{v}_g\|^{p-1} \vec{v}_g \\ \vec{v}_g = (\vec{v} - \vec{v}_{outil}^{fileté}) - [(\vec{v} - \vec{v}_{outil}^{fileté}) \vec{n}] \vec{n} \end{array} \right. \quad \text{III-91}$$

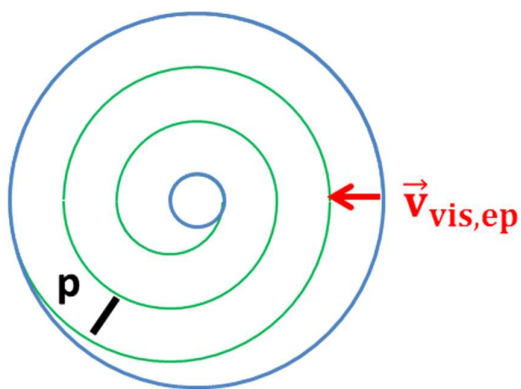


Figure III-24 : Schématisation de la vitesse de filetage pour l'épaulement.

Nous allons présenter ci-dessous différents cas permettant de valider la modélisation du filetage, tant sur le pion que sur l'épaulement.

III. 3. b. Cas test de validation

Nous avons testé ce modèle de filetage sur un cas particulier de soudage ; sa validation et son intérêt pour le FSW seront présentés dans le chapitre suivant. La plaque est en alliage 6061 et d'épaisseur 3,7 mm ; elle est initialement chauffée uniformément à une température de 100 degrés. L'outil possède un épaulement concave de rayon 12,5 mm et un pion cylindrique de rayon 3 mm et de hauteur 7 mm ; il est incliné de 2°. Il est mis en rotation à 650 tpm mais reste fixe en translation. La température des outils sont fixées à 100°C. Un filetage de pas de 10 mm sur le pion permet d'augmenter le frottement suivant sa hauteur et de chauffer davantage le matériau (voir Figure III-25) pour le rendre plus malléable et le déformer davantage (voir Figure III-26). Ceci permet de modéliser la diminution voire l'annulation de la perte de contact à l'arrière du pion, comme nous le verrons au chapitre IV.

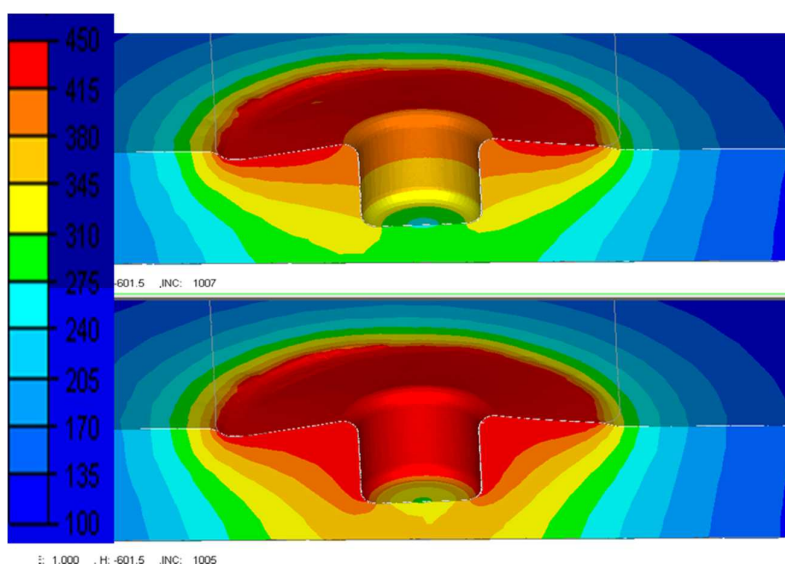


Figure III-25 : Plan de coupe dans le cordon de soudure. Iso valeurs de température, pion lisse (haut) ; pion fileté (bas).

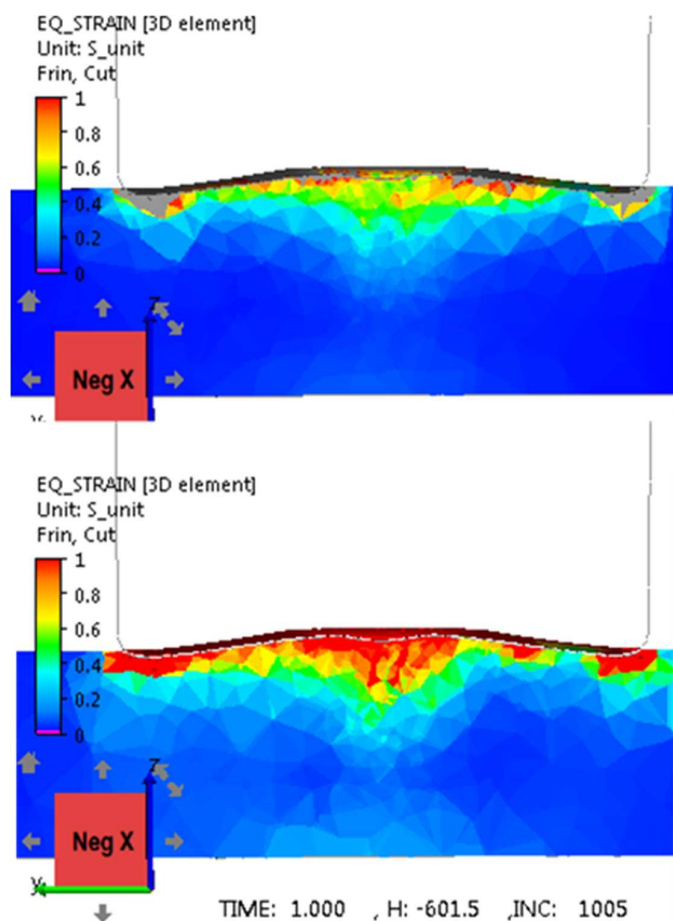


Figure III-26 : Plan de coupe perpendiculaire au cordon de soudure. Iso valeurs des déformations équivalentes, pion lisse (haut) ; pion fileté (bas).

L'effet du filetage sur le pion présente l'effet attendu dans le plan de coupe : nous observons une augmentation de température résultant d'un brassage amélioré du matériau, tant au voisinage du pion que sur l'épaule. Les champs de vitesses calculés en appliquant un filetage sur l'épaule (voir Figure III-27) montrent un mouvement de matière qui tend à se concentrer vers le centre de l'outil. Cela permet, notamment, dans le cas d'un épaule plat et d'un outil non incliné, de concentrer la matière sous l'épaule et ainsi d'augmenter le cisaillement de matière.

La Figure III-28 présente un cas défini en eulérien avec un filetage à la fois sur le pion de 4 mm et sur l'épaule de 6 mm. Le matériau est un alliage 2024 et nous avons appliqué une vitesse d'avance de 3,4 mm/s. Il semblerait que l'effet du filetage ait plus d'influence sur le matériau en contact avec le pion que sur le matériau en contact avec l'épaule.

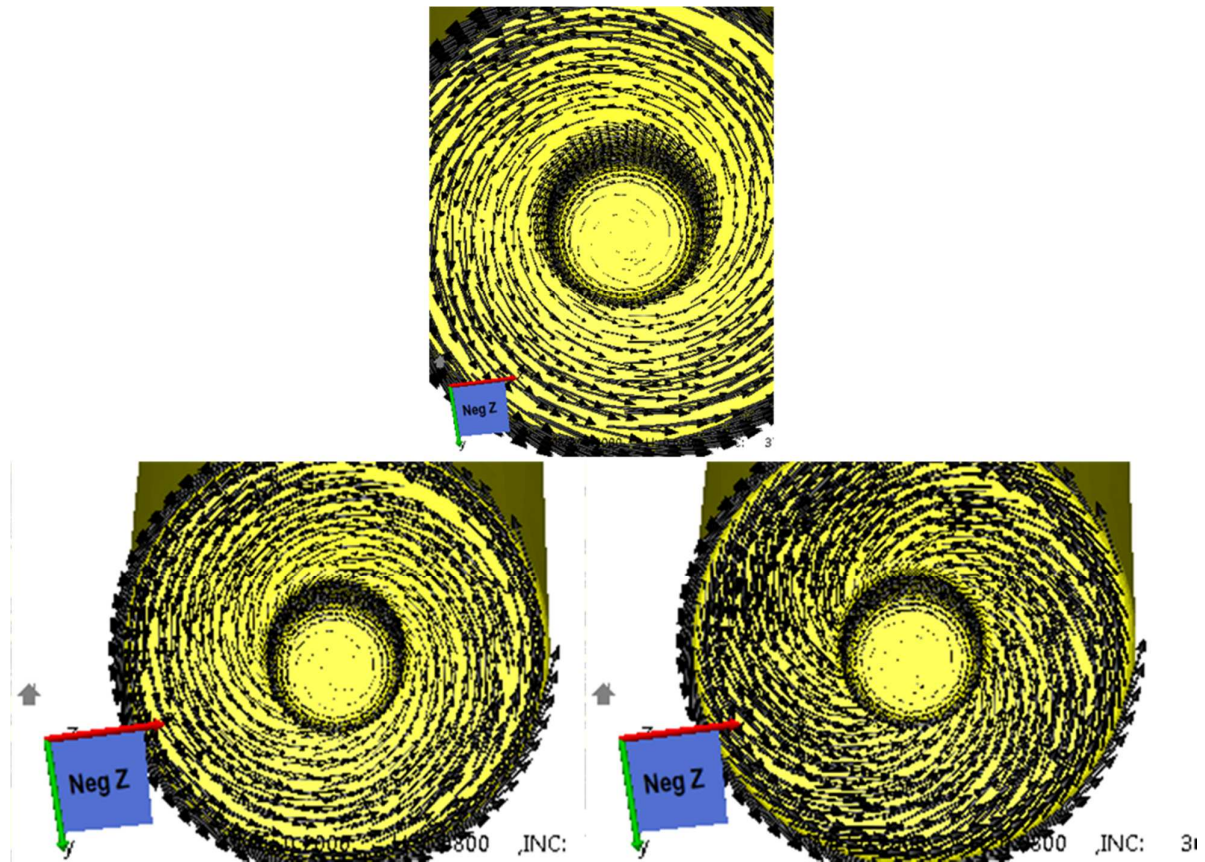


Figure III-27 : Vue de dessous de l'outil. Profil de vitesses, épaulement lisse (gauche) ; filet de pas 3 mm sur l'épaulement (haut droit) ; filet de pas 6 mm sur l'épaulement (bas droit).

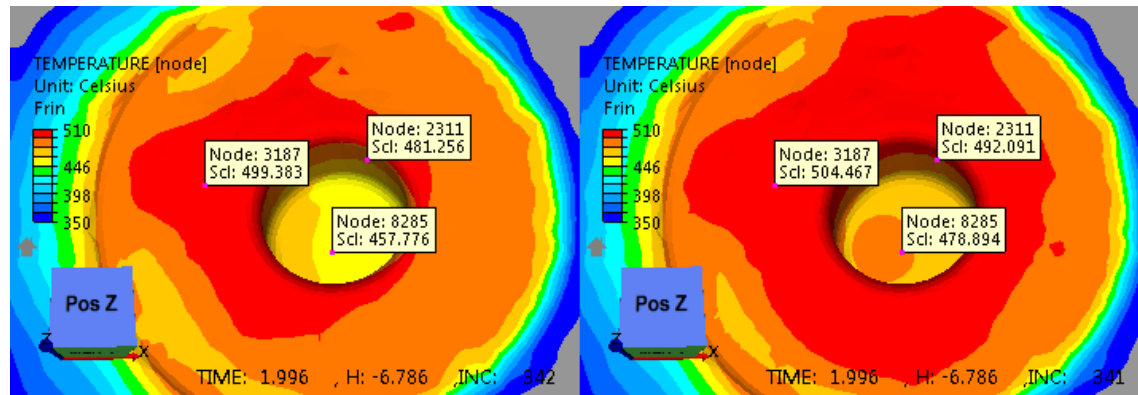


Figure III-28 : Profil de température : pion et épaulement lisses (gauche) ; pion avec un filet de pas de 4 mm + épaulement avec un filet de pas de 6 mm (droite).

Pour la modélisation de l'outil non fileté, la valeur du couple est de 76 Nm, celle de la force longitudinale est de 11 730 N et celle de la force axiale est de 59 636 N. Avec un filetage sur le pion et l'épaulement, les valeurs des forces longitudinales et axiales chutent respectivement à 10 205 N et 54 345 N, et le couple chute à 67 Nm. Pour les forces, ceci est parfaitement en accord avec les observations expérimentales où il est admis qu'un pion fileté réduit la valeur de la force longitudinale et un épaulement fileté réduit la force axiale (Al-Badour et al. 2013), ce qui est à relier à la hausse de

température. Il est délicat d'analyser ces résultats en se référant à des conclusions expérimentales dans le sens où le pilotage dans ces calculs est effectué en position et que l'outil FSW est rigide.

IV. Conclusion

Après avoir présenté la résolution des équations du problème thermomécanique selon une formulation lagrangienne ou quasi-eulérienne, les étapes de la formulation ALE utilisée dans ces travaux et initialement développée pour le procédé de laminage ont été décrites, en référence à la formulation ALE antérieure plus spécifiquement développée pour le procédé FSW. Nos développements numériques concernant une généralisation de l'algorithme de transport amont afin de traiter des particularités liées au FSW ont été présentés et validés sur des différents cas tests. Deux développements numériques dédiés au procédé, le schéma d'actualisation cylindrique et la modélisation d'un filetage numérique sur l'outil, ont été décrits et validés.

Cette nouvelle formulation ALE est bien différente de celle utilisée dans (Guerdoux 2007) pour tout ce qui concerne la régularisation de maillage, c'est-à-dire finalement pour le calcul de la géométrie du domaine. Elle a été plus spécialement développée pour des procédés, à grandes vitesses tangentielles, tels que le laminage. L'objectif du chapitre suivant est de l'évaluer sur des applications au soudage FSW puis d'en valider les résultats. Nous appliquerons également notre modèle de filetage afin de voir plus précisément son intérêt en FSW.

Chapitre IV. Validation et applications

I.	Description du cas de soudage	77
II.	Validation thermique	80
III.	Etude du pas de temps	82
IV.	Influence du filetage	84
V.	Résultats thermomécaniques du cas de soudage	86
VI.	Modélisation de défauts	91
VII.	Conclusion	93

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer et de valider la nouvelle formulation ALE développée sur des applications au FSW. Comme problème de référence, nous retenons le cas de soudage étudié dans la thèse (Guerdoux 2007). Les résultats de ces calculs, basés sur la première méthode de régularisation présentée au chapitre III, ont été très largement validés par l'expérience (Guerdoux 2007), (Assidi et al. 2010) ; ils constituent donc une base de résultats pour la validation. Nous reprenons donc, dans ce chapitre, les données du procédé et les modèles thermomécaniques issus de ce précédent travail de thèse pour étudier la phase stationnaire de soudage, et nous ne nous intéresserons pas à la phase de plongée. Dans ce modèle, le pion est en rotation, l'avance est modélisée par une translation de la plaque.

I. Description du cas de soudage

Les géométries du cas de soudage sont présentées sur la Figure IV-1. Nous représentons les deux tôles à souder par une tôle d'un seul bloc, afin de nous affranchir du contact entre les tôles qui ne joue aucun rôle sur la nature du soudage. La tôle à souder de dimension 300 mm * 150 mm * 9,5 mm est en alliage d'aluminium 6061. Les propriétés thermiques de la pièce sont indépendantes de la température, elles sont décrites dans le Tableau IV-1. Les caractéristiques géométriques et cinématiques de l'outil (voir Figure IV-2) sont décrites dans le Tableau IV-2. Les outils sont considérés rigides et la thermique n'y est pas calculée. Les échanges thermiques entre les outils rigides et la pièce sont définis dans le Tableau IV-3.

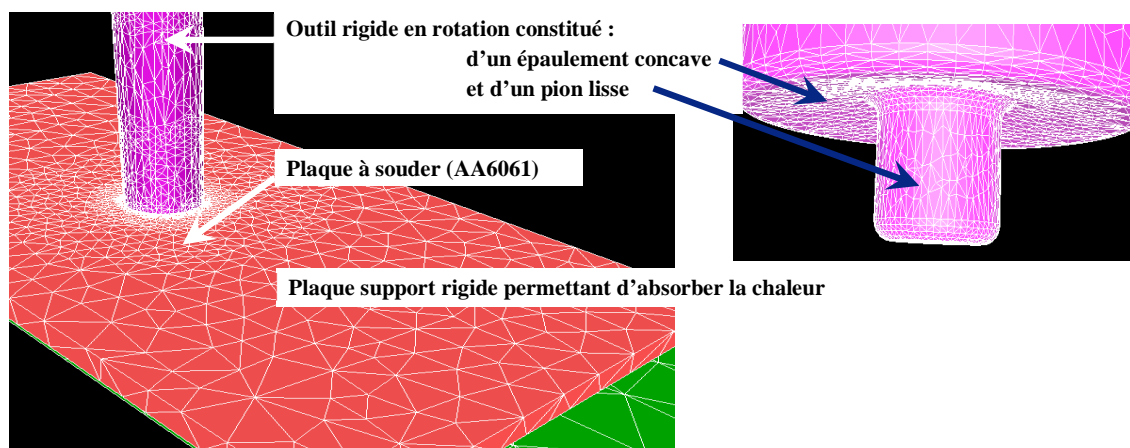


Figure IV-1 : Mise en donnée du cas de soudage.

Densité	Chaleur spécifique	Conductivité	Emissivité
$2\,700\text{ kg/m}^3$	$890\text{ J/kg} \cdot ^\circ\text{C}$	$167\text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$	0,05

Tableau IV-1 : Caractéristiques thermiques de la plaque en alliage 6061.

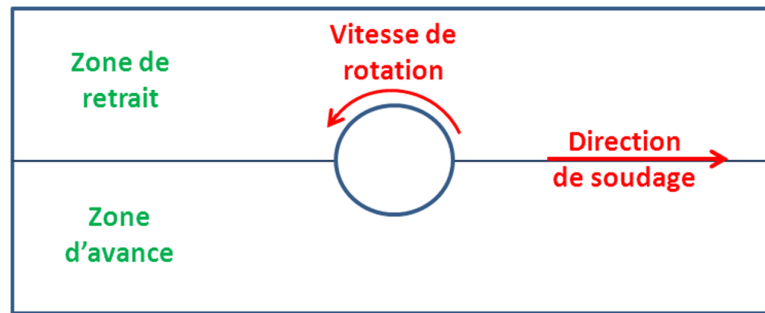


Figure IV-2 : Schéma des zones d'avance et de retrait de chaque côté du cordon de soudure.

Paramètres procédé	Epaulement concave	Pion cylindrique
$\vec{\Omega} = 650 \text{ tpm}$	$\varnothing = 25 \text{ mm}$ $H = 82,5 \text{ mm}$	$\varnothing = 6 \text{ mm}$
$\vec{v} = 3,4 \text{ mm/s}$	Angle concavité = 9°	$H = 7 \text{ mm}$

Tableau IV-2 : Caractéristiques géométriques, cinématiques de l'outil.

	Outil supérieur	Plaque support
Effusivité	$9\,367 \text{ J/kg} \cdot \text{m}^3$	$9\,367 \text{ J/kg} \cdot \text{m}^3$
Plaque	$\alpha = 2\,000$	$\alpha = 5\,000$

Tableau IV-3 : Echanges thermiques entre les outils et la plaque.

Le comportement du matériau est considéré viscoplastique, il est modélisé par la loi de Norton-Hoff dont le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m et la consistance K évoluent en fonction de la température (Guerdoux 2007). Le contact entre la plaque support et la tôle est considéré comme collant puisque la pièce est bridée. Celui entre l'outil FSW et la tôle est de type Norton (voir équation **III-17** Chapitre III.I.1) avec les coefficients $\alpha_f = 0,4$ et $p = 0,125$. On s'intéresse ici à la phase d'avance de l'outil. La température de la plaque est initialisée à partir du profil résultant d'un calcul de plongée visible sur la Figure IV-3.

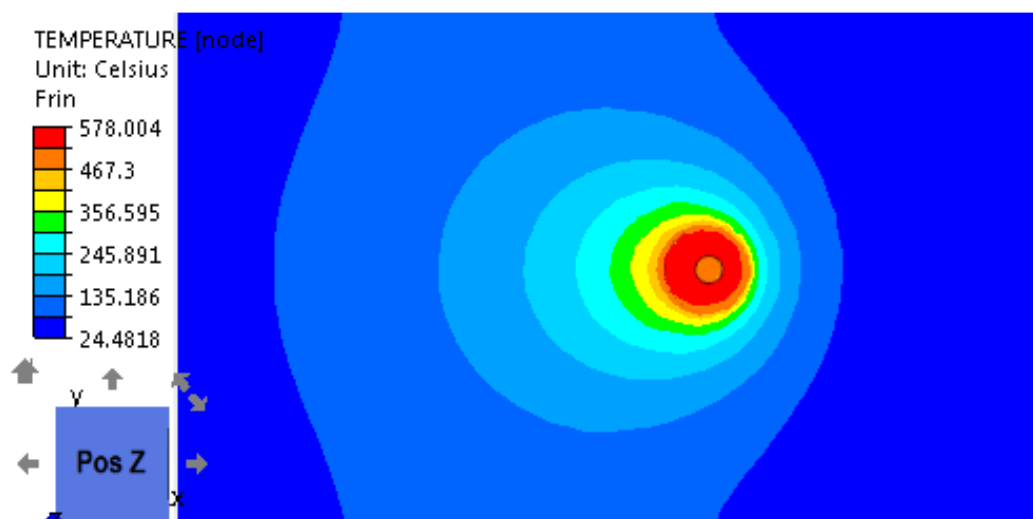


Figure IV-3 : Profil de température initial dans la plaque.

Les températures des outils sont constantes ; elles résultent du calcul de plongée et des mesures expérimentales : la plaque support est à une température uniforme de 100°C et l'outil supérieur est à une température de 578°C.

La plaque initialement percée selon l'empreinte de l'outil est maillée avec environ 24 000 nœuds, soit 72 000 ddl. L'essentiel des déformations a lieu autour du pion et sous l'épaule, un maillage plus fin est donc défini dans ces zones (voir Figure IV-4). Une taille de maille de 0,4 mm est imposée autour du pion et de 0,8 mm sous l'épaule (des boîtes de déraffinement du maillage sont ensuite définies lorsqu'on s'éloigne de l'outil ; la taille de maille aux bords de la tôle est de 8 mm). Nous appliquons des conditions aux limites de type eulérien aux extrémités amont et aval, ainsi que sur les bords latéraux de la plaque. Nous y imposons une vitesse d'avance dans la direction de soudage et une vitesse nulle dans les 2 autres directions de manière à modéliser l'encastrement de la plaque. Dans la zone de bavure, au-dessus de la plaque, nous utilisons également une formulation eulérienne pour éviter d'avoir à modéliser ce type de défaut dans un premier temps. Nous appliquons une formulation ALE dans le reste de la tôle, notamment dans la zone proche de l'outil. Le critère de convergence de l'algorithme de Jacobi pour le calcul de la vitesse de maillage est fixé à 0,005 et le nombre maximal d'itérations est de 30. Une procédure de remaillage complet est déclenchée tous les 50 incréments. Les calculs sont réalisés en parallèle sur 4 processeurs.

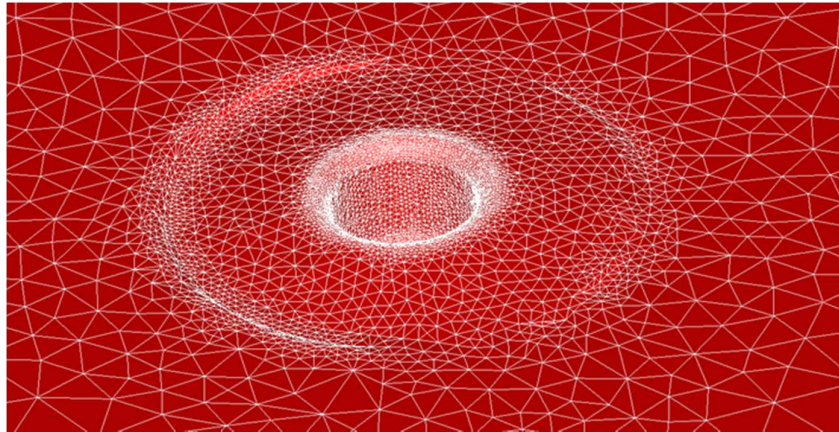


Figure IV-4 : Maillage initial de la pièce.

II. Validation thermique

Les résultats des simulations réalisées avec Forge-ALE-new (nouvelle formulation ALE généralisée) sont comparés à ceux obtenus avec Forge-ALE-FSW (formulation dédiée au FSW ne s'appliquant pas au laminage), qui ont été validés vis-à-vis de l'expérience en utilisant la méthode PR2 pour le transport de la température. Cet opérateur est semblable à la méthode SPR (décrite dans Chapitre III.II. 3. b) pour les variables d'état mais poussé à l'ordre 2 et appliquée à un champ linéaire et continu. Les résultats obtenus avec cet opérateur PR2 sont identiques à quelques degrés près à ceux obtenus avec le transport amont (voir Chapitre III.II. 3. a) de sorte que nous utilisons cette dernière méthode avec les 2 logiciels dans la suite des calculs.

Au paragraphe Chapitre III.III. 1. a, nous n'avons validé et comparé la méthode de transport amont que sur la convection d'un profil de température sans source de chaleur. Nous étudions à présent le cas de soudage complet où une source externe (frottement de l'épaulement) et une source interne (malaxage du pion = déformation plastique) contribuent à l'évolution de température en plus de la convection dans la plaque en mouvement.

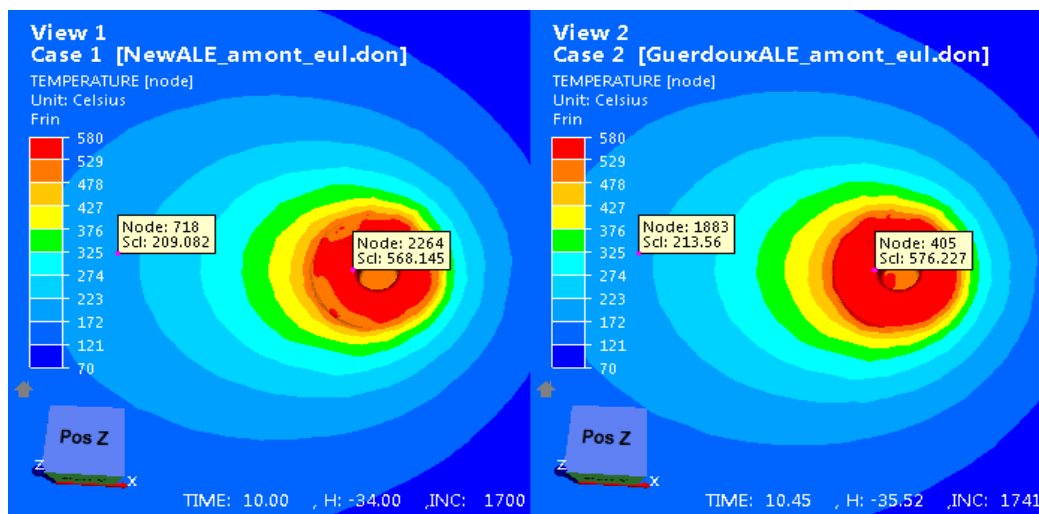


Figure IV-5 : Validation de la méthode de transport pour la température sur un cas de soudage : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.

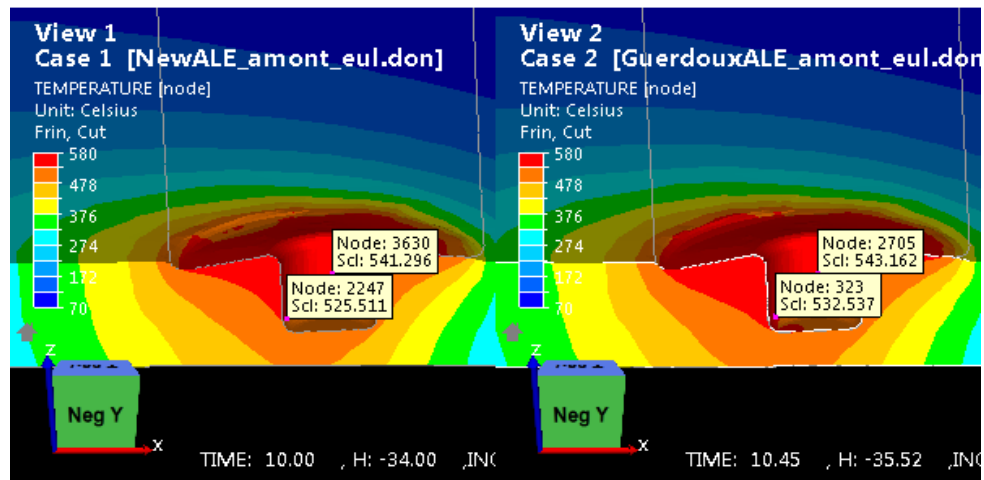


Figure IV-6 : Validation de la méthode de transport pour la température sur un cas de soudage : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW.

Nous observons des écarts de quelques degrés entre les 2 simulations (voir Figure IV-5 et Figure IV-6) qui s'expliquent en grande partie par la différence d'état de contact entre l'outil et la tôle dans les deux versions du logiciel, qui entraîne des différences dans le calcul des sources de chaleur. Pour vérifier cette hypothèse, on compare, sur la Figure IV-7, la distance de contact dans les 2 simulations, on peut noter que certaines zones de l'épaulement ne sont pas en contact avec Forge-ALE-new alors qu'elles le sont avec Forge-ALE-FSW. Le contact est effectivement traité selon des algorithmes légèrement différents : explicite dans Forge-ALE-new (voir Chapitre III.I.1) et implicite dans Forge-ALE-FSW (Guerdoux 2007), (Mocellin 1999). Ces différences sont mineures et le profil de température dans la zone thermiquement affectée est le même avec les 2 codes, ce qui nous autorise à valider notre calcul de température.

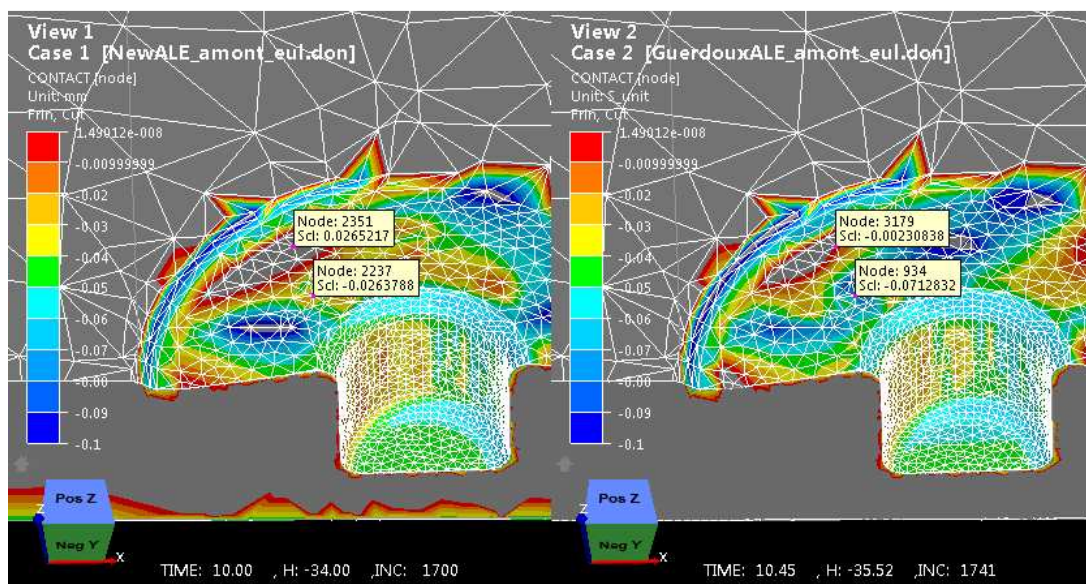


Figure IV-7 : Etat de contact sous l'épaulement et autour du pion : gauche = Forge-ALE-new ; droite = Forge-ALE-FSW. Une zone en contact est colorée, le reste de la tôle est en gris.

III. Etude du pas de temps

Un point essentiel de la modélisation numérique du FSW est la gestion du contact car il est directement lié à l'élément moteur du soudage, le frottement, et par conséquent aux échanges de chaleur outil/matière comme nous venons de l'observer (même si cela restait faible). La formulation explicite du contact (voir Chapitre III.I.1) entraîne une dépendance plus marquée² au pas de temps, que nous souhaitons étudier. Les différentes valeurs testées sont : $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$, $10^{-3}s$, $5 \cdot 10^{-4}s$. Sur la Figure IV-8 nous observons une évolution de l'état de contact en fonction de la valeur du pas de temps et une stabilisation à partir de $10^{-3}s$. Pour la plus grande valeur, $5 \cdot 10^{-3}s$, le schéma explicite n'est pas assez précis et l'approximation de la géométrie n'est pas correcte entraînant de légères pertes de contact³ en arrière du pion (voir Figure IV-8 gauche). La matière ne reste pas parfaitement en contact lors de sa rotation autour de l'outil ; un trou tend à se former. Or les conditions de soudage sont bonnes, et ne produisent pas expérimentalement de défauts. En diminuant le pas de temps, le contact reste parfaitement établi (voir Figure IV-8 milieu et droite). Le raffinement du pas de temps par 5 permet ainsi, comme on pouvait s'y attendre, d'obtenir la précision requise, et de rattraper celle du contact implicite.

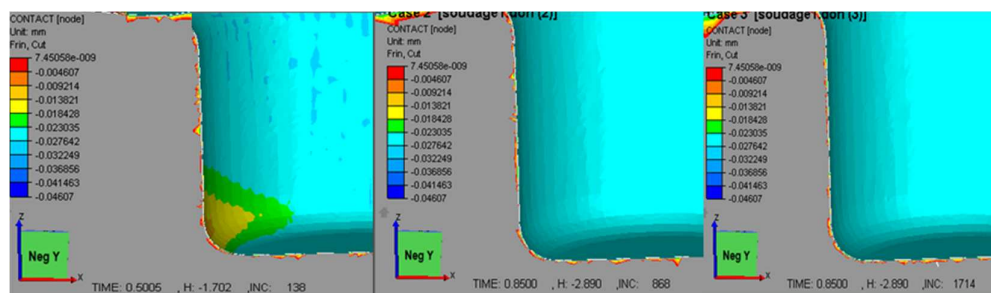


Figure IV-8 : Etat de contact à 0,5 s.

Gauche : $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$, milieu : $\Delta t = 10^{-3}s$, droite : $\Delta t = 5 \cdot 10^{-4}s$.

Nous observons également l'influence du pas de temps sur l'erreur relative de la vitesse de maillage (voir équation III-52 Chapitre III.II. 2. b), (voir Figure IV-9), pour les deux pas de temps de $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3}s$ (Guerdoux 2007) et $\Delta t = 10^{-3}s$. Pour le pas de temps de $5 \cdot 10^{-3}s$, l'algorithme de Jacobi ne converge pas et atteint le nombre d'itérations maximales, la vitesse de maillage n'est calculée qu'avec une précision de $5 \cdot 10^{-2}$. La vitesse de la matière étant calculée avec une précision relative de 10^{-5} , ce n'est pas satisfaisant pour conserver un maillage de qualité et peut être la source de dégénérescences du maillage. En divisant ce pas de temps par 5, l'algorithme converge et l'erreur relative sur la vitesse de maillage se stabilise à une valeur de $6 \cdot 10^{-4}$ ce qui est inférieur à la précision imposée en début de chapitre de $5 \cdot 10^{-3}$.

² Plus marquée qu'une formulation implicite

³ Lorsqu'un nœud est en contact la distance de contact est négative ; elle est nulle ou positive lorsqu'il quitte le contact.

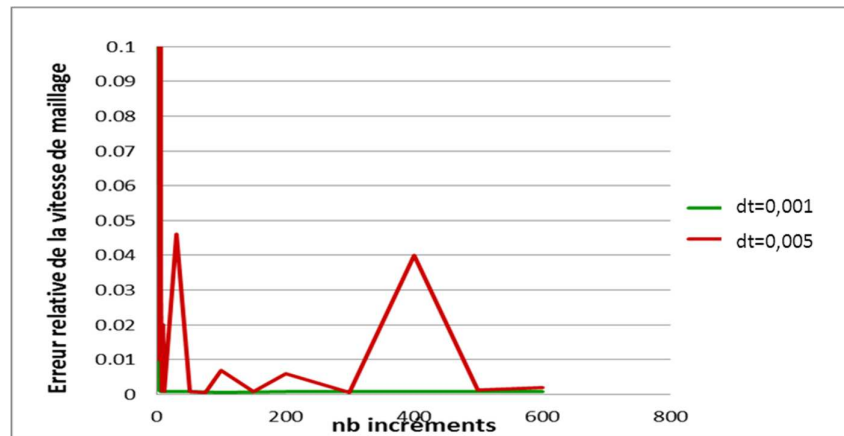


Figure IV-9 : Erreur relative sur la vitesse de maillage en fonction de l'incrément pour $\Delta t = 5 \cdot 10^{-3} s$ et $\Delta t = 10^{-3} s$.

Le pas de temps a donc été fixé ($\Delta t = 10^{-3} s$) afin d'avoir une précision numérique suffisante pour modéliser correctement l'évolution de l'écoulement. Nous pouvons maintenant regarder de plus près l'influence du filetage sur l'écoulement ainsi que sur les variables thermomécaniques.

IV. Influence du filetage

Nous allons étudier, dans ce paragraphe, l'influence de l'ajout d'un filetage sur le pion, sur l'écoulement de la matière et sur la qualité de la soudure. Cette étude est strictement numérique. Les essais correspondant n'ont pas été réalisés. Nous l'appliquons au cas de soudage présenté en début de chapitre en conservant dans un premier temps les paramètres procédés donnant une bonne soudure à savoir 3,4 mm/s d'avance et 650 tpm de rotation. Nous comparons la simulation avec un pion sans filetage avec celle où nous modélisons un filet de pas de vis de 4 mm. Les résultats sont présentés sur la Figure IV-10.

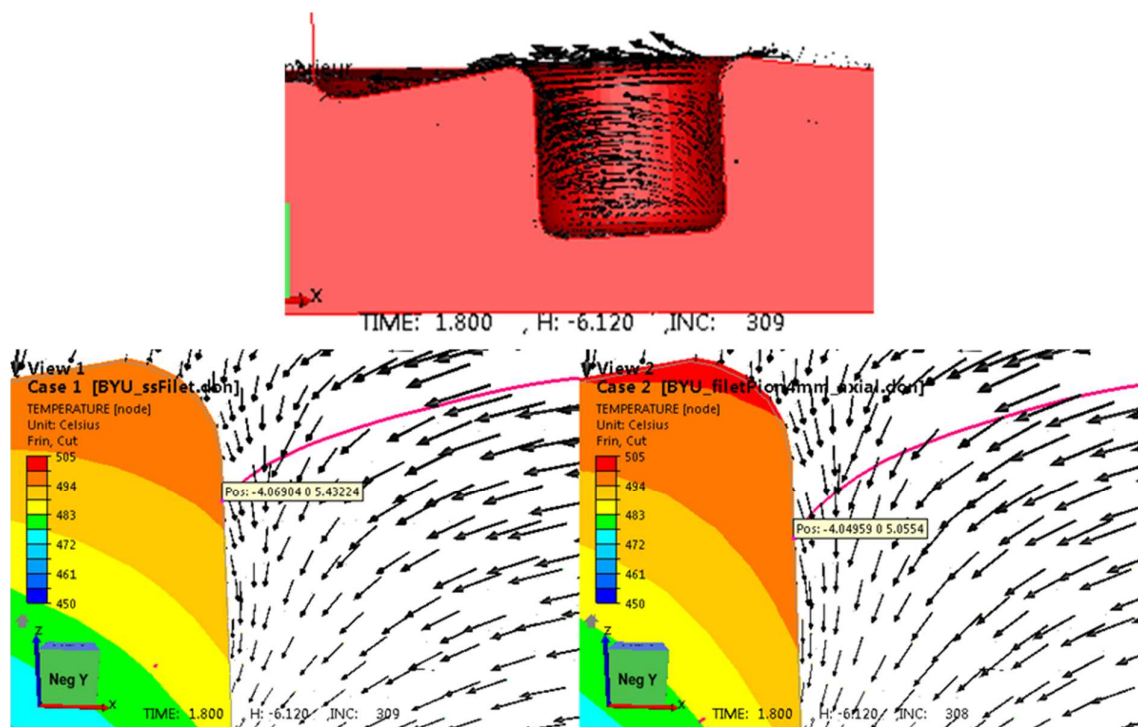


Figure IV-10 : Haut : plan de coupe suivant la ligne de soudure sans filetage. Bas : zoom sur la zone intérieure de l'épaulement, sur le haut et à l'arrière du pion en bas : sans filet à gauche et avec un filet de pas 4 mm à droite. Champ de température dans le plan de coupe ; champs de vitesses dans la matière ; ligne de courant d'une particule en trait rose.

Le filetage induit une élévation de température d'environ 5 degrés (voir Figure IV-10). Il influence également l'écoulement. Le long du pion, les champs de vitesses, sont davantage orientés vers le bas. En traçant la trajectoire d'une particule, nous observons qu'elle descend plus bas le long du pion (voir Figure IV-10) : au bout de 1,8 s de soudage simulé la différence de hauteur de la particule est de 0,4 mm.

Nous allons maintenant voir si ce modèle de filetage permet de corriger des défauts. Nous dégradons volontairement les conditions de soudage en multipliant la vitesse d'avance par 3 afin de provoquer l'apparition d'un trou. Cette vitesse de 10,2 mm/s conduit à la formation d'un défaut en arrière du pion, qui est visible sur la Figure IV-11 (noter l'espace vide entre la frontière de l'outil (de couleur grise) et la matière).

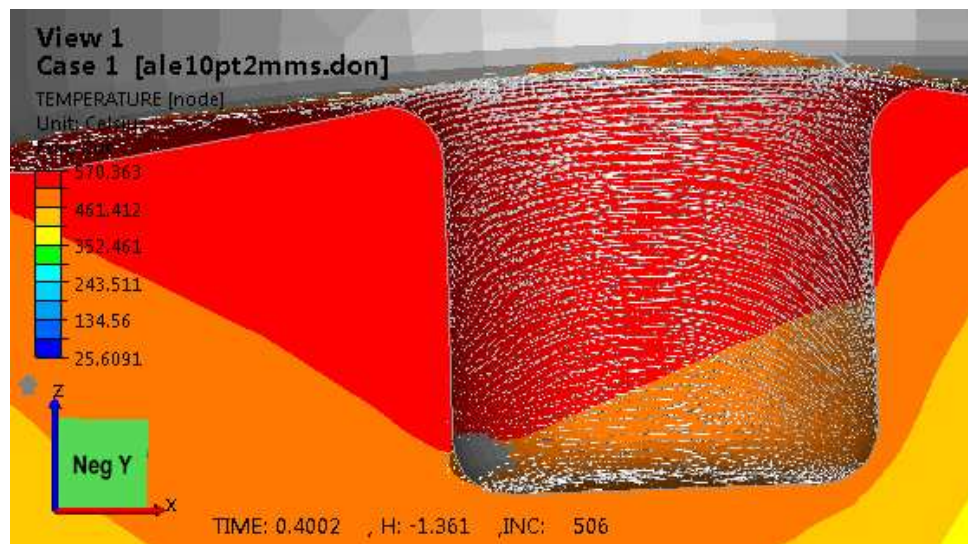


Figure IV-11 : Formation d'un trou en arrière de pion pour une vitesse d'avance de 10.2 mm/s et une vitesse de rotation de 650 tpm. Isovaleurs de température.

L'augmentation de la vitesse se traduit par un refroidissement de la soudure, notamment en bas du pion où le trou se forme (voir Figure IV-12 haut droit). On note que l'écoulement est moins dirigé vers le bas comme le montre le suivi de la particule. Nous comparons les résultats obtenus avec et sans modélisation du filetage. Nous rappelons que la hauteur du pion est de 7 mm. Nous avons testé différents pas de filetage : 3 mm ; 4 mm, 5 mm et 10 mm. Pour les pas de 3 mm, 4 mm et 5 mm nous avons obtenu des défauts. Ils sont de taille inférieure à celui du cas sans filetage et se mettent en place plus tardivement : au bout de 0,4 s de soudage aucun trou ne s'est encore formé mais on peut voir apparaître un décollement du côté de la zone de retrait (voir Figure IV-13).

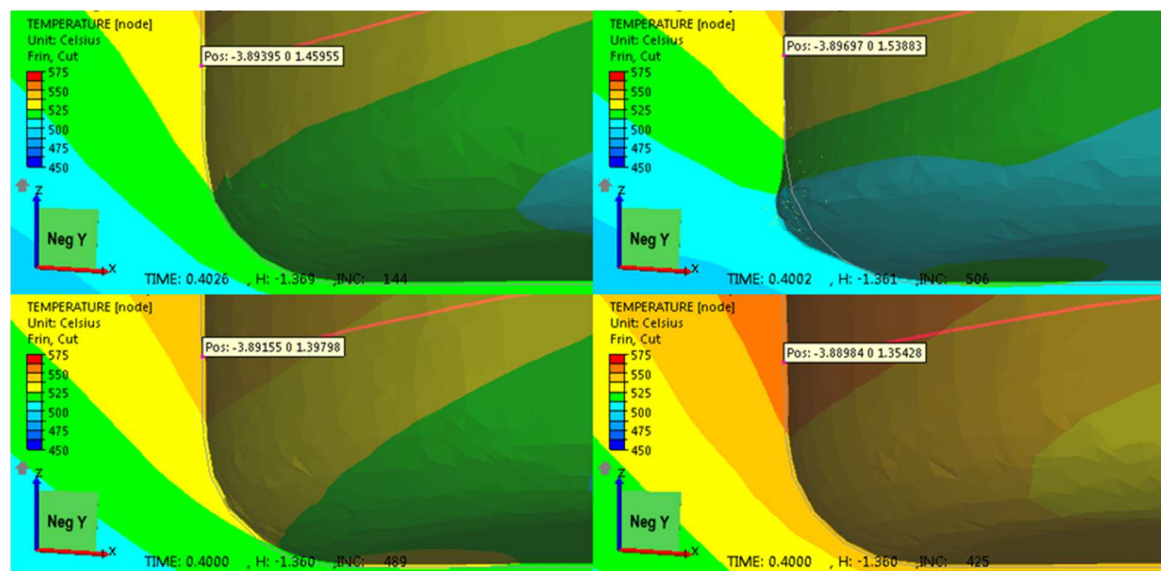


Figure IV-12 : Influence du rapport de soudage et du filetage sur l'écoulement. Plan de coupe dans la ligne de soudure ; température et suivi d'une particule en trait rose. Haut : pas de filetage, vitesse d'avance de 3.4 mm/s à gauche et de 10.2 mm/s à droite. Bas : vitesse d'avance de 10.2 mm/s, pas de 3 mm à gauche et de 10 mm à droite.

Avec un pas de 10 mm, la perte de contact est annulée. L'écoulement a été amélioré. Nous pouvons voir sur la Figure IV-12 que le filetage permet de corriger le manque d'apport de matière vers le bas et d'augmenter la température.

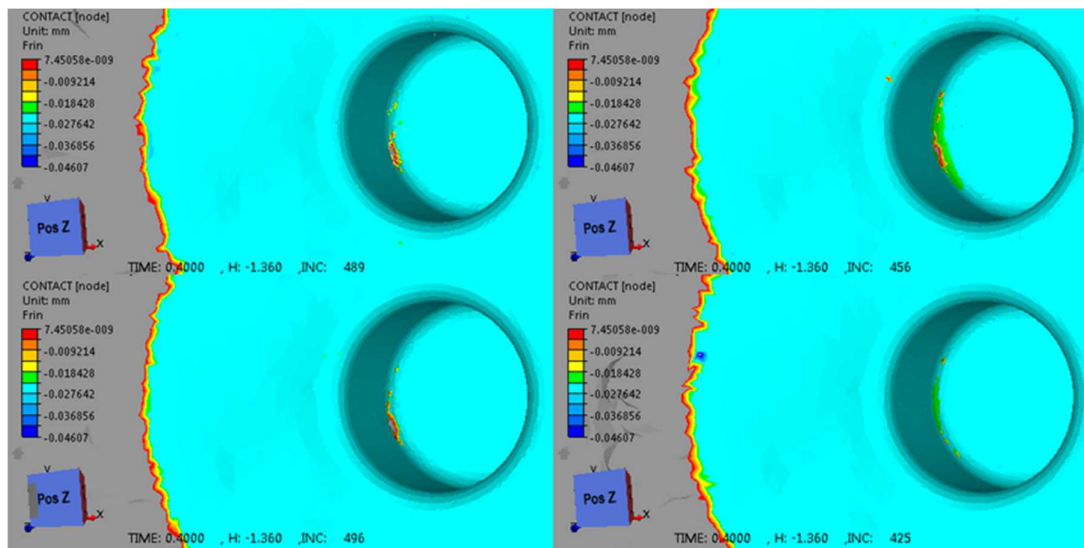


Figure IV-13 : Influence du pas de filetage sur la formation de défauts. Les iso valeurs représentent la distance entre les nœuds et l'outil. Haut à gauche = pas de 3 mm ; haut à droite = pas de 4 mm ; bas à gauche = pas de 5 mm ; bas à droite = pas de 10 mm.

On peut conclure quant à la validation qualitative de ce modèle de filetage sur le pion, en effet son influence sur l'écoulement, l'échauffement localisé du matériau et l'élimination des défauts de type trou tunnel est celle attendue. Il sera intéressant de le valider plus précisément sur un cas expérimental.

V. Résultats thermomécaniques du cas de soudage

Nous allons dans ce paragraphe, présenter les résultats de simulation obtenus pour une soudure sans défauts. Les paramètres procédés sont les mêmes que ceux pris jusque-là. Pour observer la formation possible des bavures, nous avons utilisé une formulation ALE (et non plus eulérienne) dans la zone de formation des bavures, les bords sont toujours définis par une formulation eulérienne et le reste par une formulation ALE.

Nous observons que le contact s'établit parfaitement et assez rapidement, tant au niveau de l'épaule que du pion et qu'il ne se détériore pas au cours du temps (voir Figure IV-14). Ceci montre que l'algorithme de projection intégré au calcul de la vitesse de maillage est très précis. En effet, les nœuds en contact avec le pion sont modélisés suivant un contact unilatéral ; ils peuvent décoller de l'outil (voir Figure IV-8 gauche). La matière est parfaitement recollée lorsqu'elle fait le tour du pion en passant de la zone d'avance à la zone de retrait derrière l'outil (voir Figure IV-2). L'écoulement simulé témoigne d'une soudure correcte dans le sens où elle ne présente pas de défauts macroscopiques.

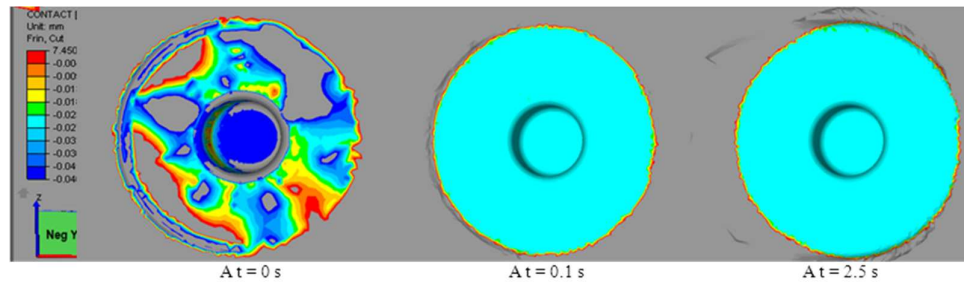


Figure IV-14 : Etat de contact au cours de la simulation sous l'épaulement et autour du pion.

Regardons à présent l'écoulement autour de l'outil au travers du champ des vitesses (voir Figure IV-15 et Figure IV-16).

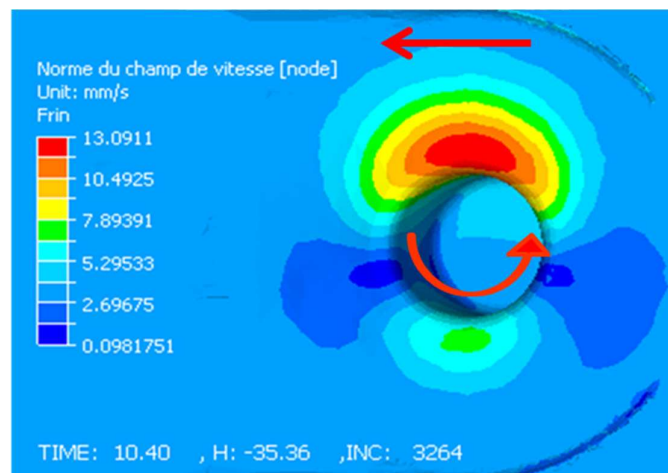


Figure IV-15 : Champs de la norme de la vitesse matérielle sous l'outil.

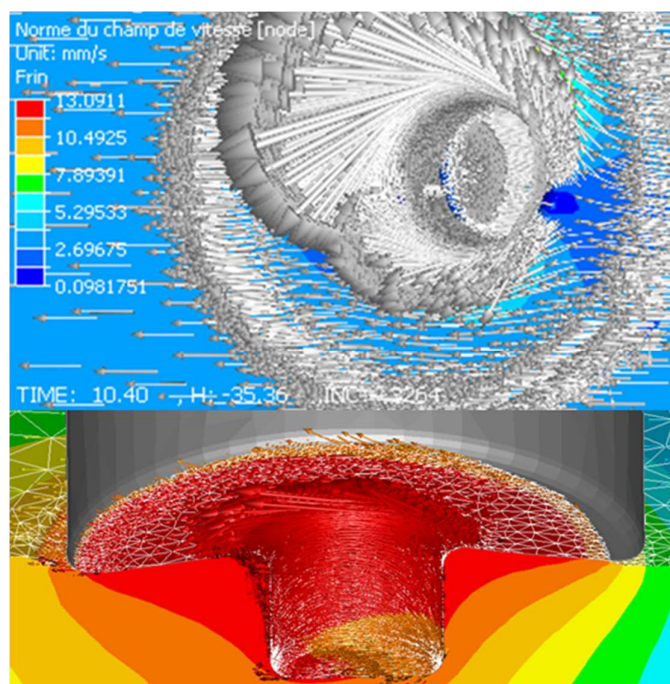


Figure IV-16 : Champ du vecteur de la vitesse matérielle sous l'outil : vu de dessus en haut et suivant un plan de coupe (champ de température) le long de la ligne de soudure en bas.

On remarque sur la Figure IV-15 que le champ des vitesses est plus important du côté de la zone d'avance que du côté de la zone de retrait. Ceci est conforme à la nature du procédé FSW provoquant un écoulement asymétrique par rapport à la ligne de soudure. En effet, dans la zone d'avance, les directions des vitesses d'avance et de rotation sont les mêmes alors qu'elles s'opposent dans la zone de retrait. Un écoulement symétrique signifierait qu'il n'y a pas du tout de frottement sur l'outil et que la matière n'est pas du tout entraînée en rotation ce qui engendrerait une cavité. Les valeurs des déformations équivalentes traduisent également cette asymétrie (voir Figure IV-17), en effet les déformations sont plus importantes dans la zone d'avance. Nous observons également que les déformations sont localisées autour du pion et sous l'épaule ce qui correspond à la ZATM et au noyau et que celles-ci s'atténuent en passant de la ZATM à la ZAT. Nous remarquons la formation de bavures que nous détaillerons au paragraphe suivant.

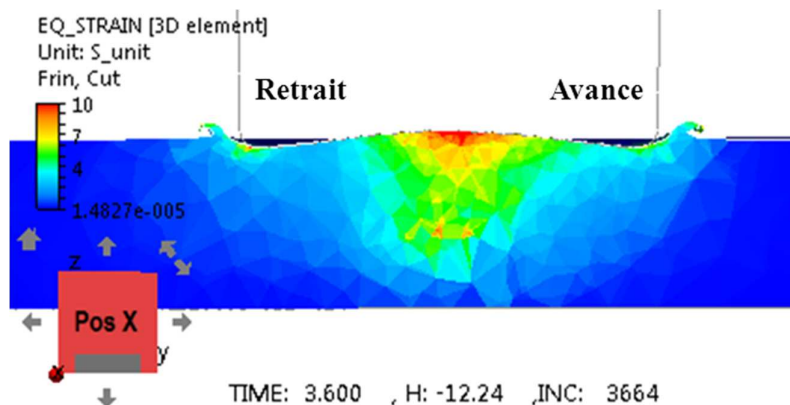


Figure IV-17 : Isovaleurs des déformations équivalentes dans le plan de coupe suivant la ligne de soudage et après 3.6 s de soudage (zone d'avance à droite).

Les résultats thermiques que nous obtenons témoignent d'un « bon échauffement » de la matière (voir Figure IV-18) le long du pion et sous l'épaulement. En effet la température ne dépasse pas la température de fusion, comprise entre celle du solidus, qui est de 582°C et celle du liquidus, qui de 651.7°C. En FSW, la température maximale est estimée entre 0,7 et 0,9 fois celle de la température de fusion (Tang et al. 1998), (Guedoiri et al. 2011), ce qui est donc le cas ici avec 569°C.

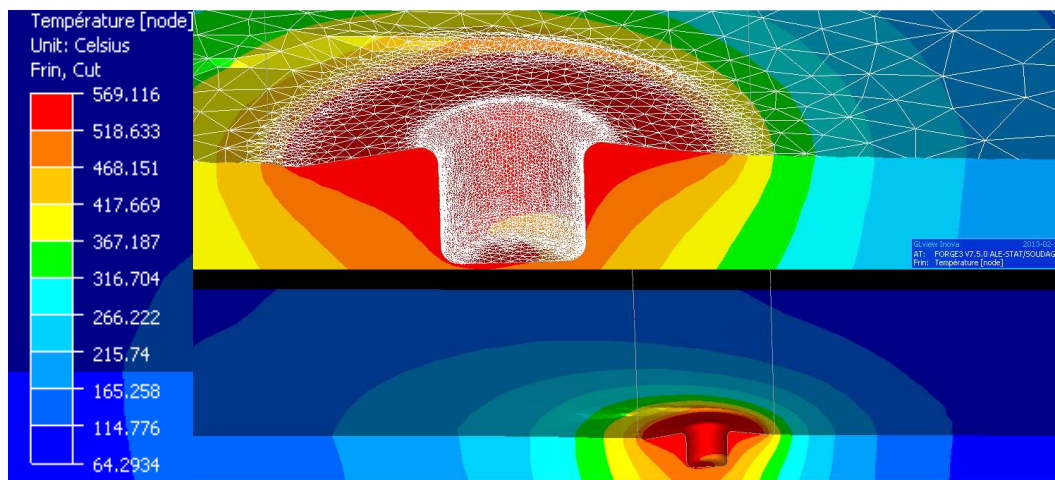


Figure IV-18 : Champ de température au bout de 8 s (zoom autour de l'outil en haut).

Notons que les temps de calculs pour 8 s de simulation sont de 2 jours avec 4 processeurs sur un ordinateur Dell Optiplex 7010 64 bits (processeurs Intel® Xeon®). Nous avons fait une étude d'accélération sur un cas de soudage en faisant varier le nombre de processeurs de 1 à 6. Les calculs sont réalisés avec un maillage de 20 000 nœuds et un pas de temps de 0,001s pendant 3 s de simulation. Les résultats obtenus sont regroupés dans le Tableau IV-4 ci-dessous :

Code	dt	Nb proc.	Temps simulation	Accélération	Efficacité
Forge-ALE-new	0,001	1	37h05	1	1
Forge-ALE-new	0,001	2	21h36	1,72	0,86
Forge-ALE-new	0,001	4	12h25	2,98	0,75
Forge-ALE-new	0,001	6	9h06	4,07	0,68
Forge-ALE-FSW	0,006	1	10h22		

Tableau IV-4 : Efficacité du code en fonction du nombre de processeurs et temps de calcul en fonction du code.

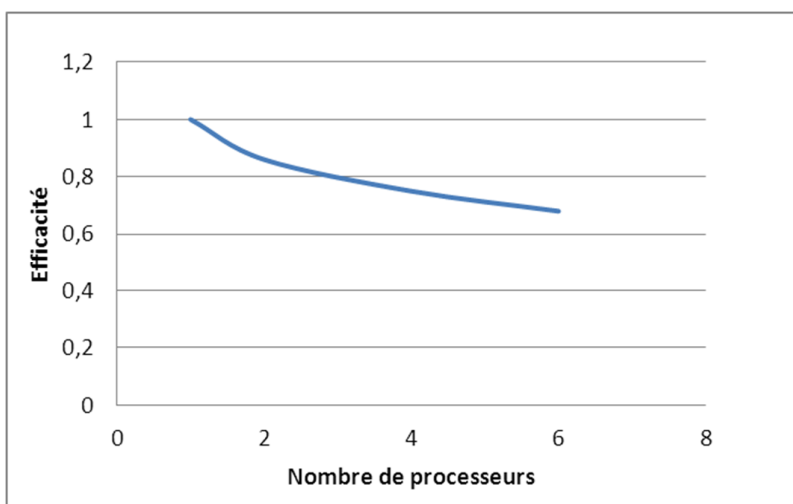


Figure IV-19 : Efficacité de la parallélisation (pour 3 s de soudage) en fonction du nombre de processeurs.

La chute d'efficacité entre 1 et 2 est due à un préconditionneur non strictement parallélisable et la stagnation de la courbe vers 6 processeurs peut-être due à un tout début de saturation du nombre de nœuds par processeurs. Cette formulation ALE en plus d'être générale s'avère parallélisable avec une efficacité qui est tout à fait semblable à celle observée pour le logiciel Forge dans des travaux antérieurs puisque la partie ALE est parfaitement parallélisée.

L'utilisation d'un algorithme de contact explicite dans la version actuelle du code nécessite d'utiliser un pas de temps 6 fois plus petit que dans les travaux de (Guerdoux 2007) utilisant une formulation implicite. Précisons que l'algorithme de Jacobi de la régularisation adaptative de maillage de Forge-ALE-FSW atteignait généralement le nombre maximal d'itérations tandis que nous obtenons sa convergence avec le pas de temps fixé. Nous avons la possibilité d'effectuer des calculs en parallèle ce qui permet de les accélérer par un facteur 4 comme nous l'avons vu sur 6 processeurs (voir Tableau IV-4). De plus, en comparant les résultats entre les 2 codes (pour un pas de temps 6 fois plus petit avec Forge-ALE-new par rapport à Forge-ALE-FSW), nous avons un temps de calcul sur 1 processeur avec Forge-ALE-FSW comparable à celui de Forge-ALE-new sur 4 ou 6 processeurs. Précisons que le schéma de réactualisation cylindrique introduit (Chapitre III.III.2) ne suffit pas à atteindre la même efficacité d'intégration temporelle que le contact implicite. En effet, le test de ce schéma n'a pas permis de diminuer significativement la variation de volume pour un pas de temps fixé. De même nous n'avons pas pu réduire considérablement les temps de calculs. Il sera donc important, dans les perspectives de nos travaux, d'intégrer ce contact implicite en parallèle dans Forge-ALE-new. En l'état et pour le maillage considéré, Forge-ALE-new sur 6 processeurs présente une efficacité comparable à Forge-ALE-FSW sur 1 processeur. Pour des maillages plus importants et en utilisant plus de processeurs, Forge-ALE-new devrait s'avérer bien plus efficace.

Nous avons obtenu et analysé les résultats dans le cas d'une soudure correcte à l'échelle macroscopique. Nous nous intéressons dans ce dernier paragraphe à mettre en évidence les capacités de Forge-ALE-new, et tout particulièrement en ce qui concerne la modélisation de défauts.

VI. Modélisation de défauts

Nous allons nous intéresser dans ce paragraphe à la capacité de cette formulation ALE à simuler tout type de géométrie, aussi complexe soit-elle. Plus particulièrement les défauts, trous et bavures, créés lors du soudage FSW présentent de telles géométries.

Nous avons vu plus haut différentes circonstances dans lesquelles apparaissait un défaut de type trou tunnel, qu'il s'agisse d'une mauvaise calibration de paramètres numériques comme le pas de temps ou de paramètres procédé comme la vitesse d'avance et le type de filetage du pion. Nous effectuons ici une étude plus détaillée sur un autre exemple de sensibilité de ce défaut à un paramètre numérique, le coefficient de transfert thermique entre le support et la tôle, parfaitement représentatif de la complexité du couplage thermomécanique du procédé. L'utilisation d'un coefficient de transfert thermique trop important engendre un refroidissement relatif du matériau. La viscosité augmente ce qui provoque la perte de contact avec le pion, générant ainsi une cavité à l'arrière du pion (voir Figure IV-20). Les conditions de soudage sont celles décrites en début de chapitre.

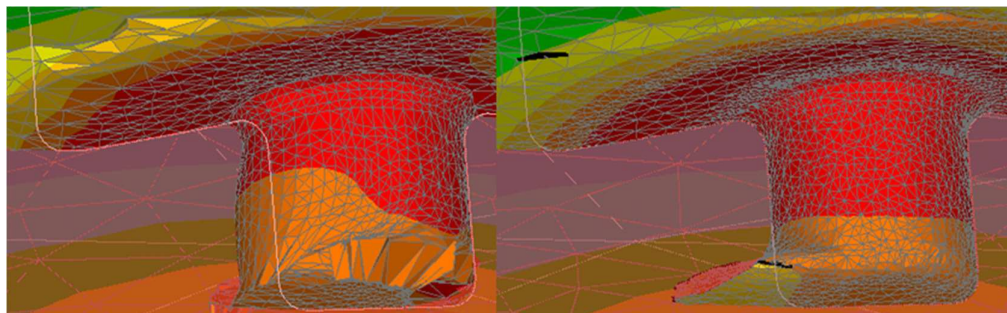


Figure IV-20 : Plan de coupe parallèle suivant la ligne de soudure : trou tunnel en arrière de pion, sans (gauche) et avec (droite) raffinement de maillage après 2 s de soudage.

Le raffinement de maillage s'avère nécessaire pour modéliser avec précision la formation de trous et éviter de simuler des trous qui n'en seraient pas. Comme nous pouvons le voir sur la Figure IV-20, la géométrie du trou est bien plus précise et surtout le décollement à l'arrière du pion ne se produit plus sur toute sa hauteur (voir Figure IV-20 gauche) mais uniquement en son bas (voir Figure IV-20 droite) comme cela est observé expérimentalement. En raffinant le maillage (et le pas de temps) la géométrie converge alors vers celle d'une cavité complexe dont la forme est parfaitement rendue par le logiciel.

Cette capacité à simuler des défauts géométriques de soudage en fonction de la valeur des paramètres numériques (pas de temps, coefficient de transfert thermique, ...) ou du procédé (vitesse d'avance, filetage, ...) de manière parfaitement réaliste et en accord avec les observations montre à la fois la robustesse du logiciel et son caractère prédictif.

D'autres types de défauts présents lors du soudage peuvent être également modélisés grâce à la méthode de régularisation de maillage développée dans (Philippe et al. 2008), (Fourment et al. 2013) et intégrée à notre modèle numérique dans laquelle les coins et les arêtes sont détectés automatiquement. Il s'agit de la création de bavures (Figure IV-21) ou du bourrelet en avant de l'épaulement (voir Figure IV-22) créés lors du passage de l'outil. En effet si la profondeur de pénétration de l'épaulement est trop élevée, une partie de la matière est rejetée sur les bords de l'outil ce qui crée les bavures. La simulation des bavures dans toute leur complexité et leur finesse (voir Figure IV-21) montre la précision du calcul des normales votées ainsi que la robustesse de la détection

de singularités qui se forment dynamiquement. Les modéliser, augmente davantage les temps de calculs.

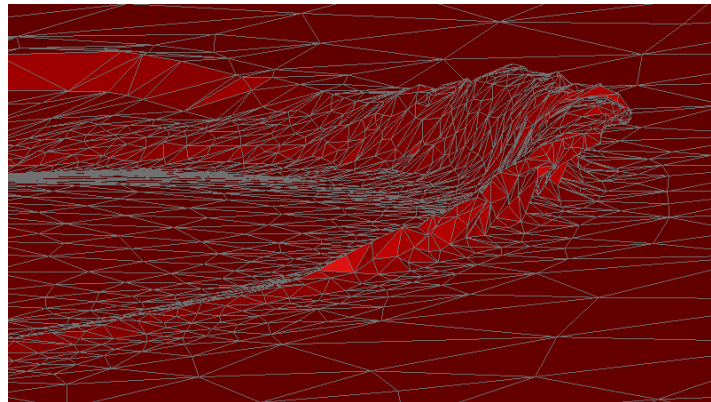


Figure IV-21 : Bavures au passage de l'outil.

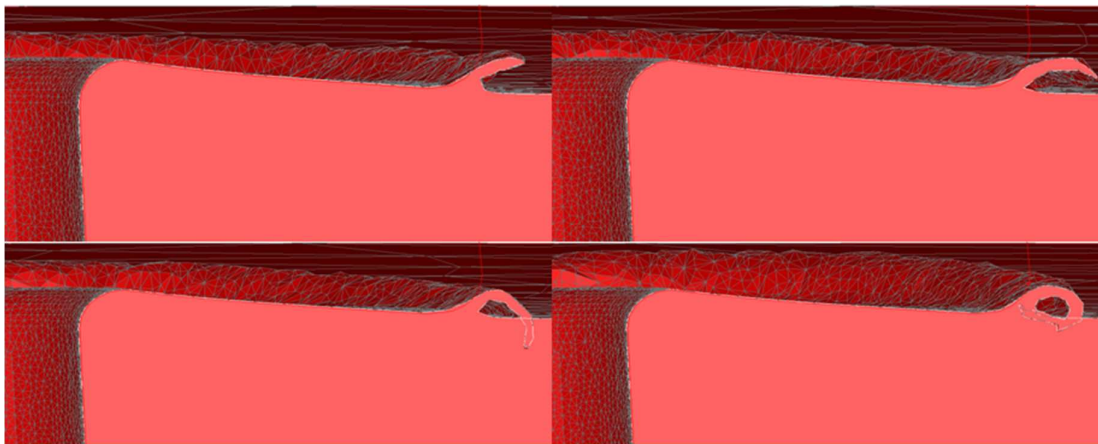


Figure IV-22 : Bourrelet en avant de l'épaulement.

L'ensemble des paramètres du modèle de ce chapitre sont issus de résultats calibré vis-à-vis de l'expérience. Nous pouvons alors conclure que le logiciel présente les capacités pour prédire la formation de ces défauts. Nous avons ainsi obtenu une soudure correcte lorsque tel était le cas expérimentalement et nous avons modélisé la formation d'un défaut en augmentant la vitesse d'avance.

VII. Conclusion

Au travers des différents résultats montrés, nous avons pu mettre en évidence que cette nouvelle formulation ALE développée pour la simulation du laminage de tôles s'avère tout à fait efficace pour simuler le procédé FSW. Notons que cela ne nécessite aucun ajustement des algorithmes de contact ou de remaillage. Cette formulation repose donc sur un algorithme robuste de calcul de la vitesse de maillage grâce au lissage de la surface lagrangienne réactualisée par la méthode de Nagata, grâce à la régularisation du maillage et à la projection des nœuds sur cette surface. Les seuls paramètres numériques que nous avons dû ajuster pour simuler le FSW sont le pas de temps, le raffinement de maillage et le critère de convergence de la vitesse de maillage.

Lorsque les paramètres de soudage sont ceux d'une soudure sans défauts, les calculs convergent, la matière fait bien le tour du pion sans décoller et la soudure obtenue est correcte. Les résultats numériques sont donc cohérents avec l'expérience. L'algorithme de régularisation de calcul de la vitesse de maillage associé à la méthode de lissage de Nagata est suffisamment précis pour prendre en compte la finesse de l'écoulement autour du pion. En effet aussitôt qu'une zone initialement en contact décolle, il n'y a plus de frottement, la matière refroidit, la soudure devient localement plus froide et le trou se développe. Cette capacité à prédire avec précision l'état de contact entre l'outil et la plaque donner un caractère également prédictif pour l'apparition de divers défauts tels que les trous tunnels et les bavures ; cela constitue un atout considérable pour mettre au point le procédé et obtenir une soudure de qualité par la simulation.

Dans cette nouvelle formulation, la modélisation du frottement a été enrichie afin de prendre en compte le filetage de l'outil dont le rôle est d'atténuer la formation de cavités dans le procédé réel. L'actualisation cylindrique a également été introduite. Elle a été validée sur des cas simples dans le chapitre précédent sans qu'elle ne nous ait permis de réduire le pas de temps, ce que nous espérions, il semble prioritaire, préalablement, d'utiliser un contact implicite, ce qui est laissé en perspectives. Par ailleurs, la méthode de transport amont des champs continus (température) a été affinée pour les termes de surface et donne d'excellents résultats.

Il est maintenant nécessaire d'appliquer cette formulation ALE au cas industriel faisant l'objet de cette étude. Pour cela des essais ont été réalisés et sont présentés au chapitre suivant.

Chapitre V. Essais expérimentaux

I.	Introduction	95
II.	Description des essais	96
II.1.	Equipement de soudage	96
II.2.	Mesures	98
III.	Protocole expérimental	101
IV.	Résultats et analyses	101
IV.1.	Répétabilité	101
IV.2.	Comparaison des configurations mono et bi-matériaux	108
IV. 2. a.	Analyse de la qualité de la soudure	111
IV. 2. b.	Analyse thermique	118
IV. 2. c.	Analyse des efforts	120
IV.3.	Influence des paramètres procédés d'entrée	121
IV.4.	Analyse de configurations présentant des défauts	128
V.	Conclusion	131

I. Introduction

La précision de la modélisation du FSW dépend de nombreux paramètres tels que ceux de la loi de comportement du matériau ou de la loi de frottement à l'interface entre l'outil et les tôles, ou encore tels que les coefficients d'échange thermique entre les outils et le matériau ou les caractéristiques thermiques des matériaux Ayant validé notre code sur une configuration de soudage pour laquelle ces données avaient déjà été calibrées (Guerdoux 2007), nous souhaitons étendre cette étude à un cas de soudage de la configuration industrielle (voir Figure V-1) pour lequel ces paramètres sont mal connus. Leur identification ou calibration nécessite de disposer de résultats expérimentaux en mesurant les forces, le couple axial de l'outil et les températures dans la plaque et l'outil. Les expériences ont également pour objectif de déterminer une fenêtre de soudage, la configuration de soudage et l'influence des matériaux. Plusieurs types de joints de soudure par recouvrement sont ainsi étudiés. Une attention particulière portera sur l'obtention des joints de mauvaise qualité qui se traduit par l'apparition de défauts ; ceci dans le but d'évaluer la capacité du modèle à prédire ces défauts.

L'objectif industriel est de souder les raidisseurs ou lisses sur les peaux du fuselage des avions. La configuration d'assemblage classiquement utilisée dans l'aéronautique est présentée sur la Figure V-1. Un profilé en aluminium 7075 d'une épaisseur de 1,2 mm est assemblé par recouvrement par rivetage sur une peau en aluminium 2024 de 2,5 mm d'épaisseur. L'objet de la thèse est de remplacer cette opération de rivetage, par soudage par FSW.

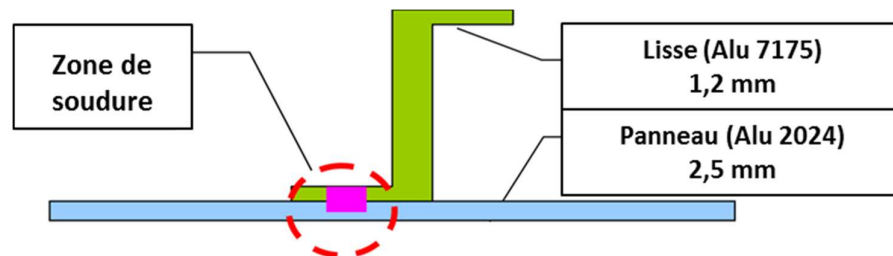


Figure V-1 : Configuration de soudage industrielle.

Nous considérons donc une configuration de soudage par recouvrement de deux aluminiums de séries différentes. Pour la calibration de notre modèle, des essais sont réalisés à l'échelle du laboratoire, alors que des essais plus complexes avec les pièces réelles seront réalisés ultérieurement. Des tôles de dimensions 150 * 300 mm des nuances et des épaisseurs demandées sont assemblées (voir Figure V-2).

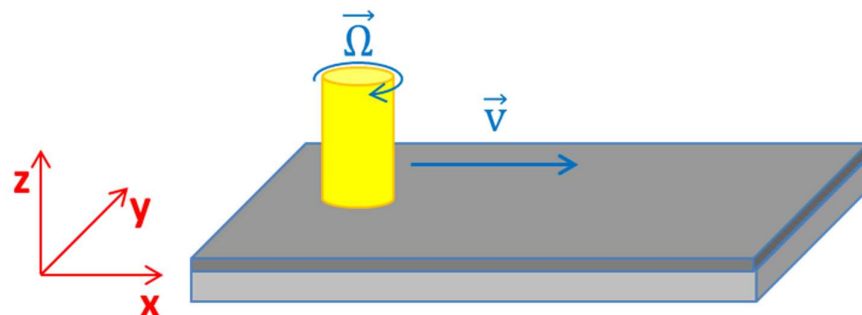


Figure V-2 : Configuration de soudage à l'échelle du laboratoire.

II. Description des essais

Les essais ont été réalisés à l'Institut Maupertuis (IM) de Rennes, un centre de R & D en technologie industrielle qui accompagne les PME sur des projets de recherche ou de développement. Il est spécialisé, entre autres technologies, dans le procédé FSW.

II.1. Equipement de soudage

Dans les premiers temps, des machines de fraisage étaient utilisées pour effectuer les opérations de soudage FSW. Aujourd'hui, deux types d'installations permettent de réaliser des assemblages avec ce procédé : les robots industriels et les bancs de soudage. Ces derniers sont plus anciens ; ils sont adaptés aux grandes séries et aux pièces longues. Ils sont robustes mais très coûteux, d'où un fort intérêt pour l'utilisation de robots qui peuvent être 5 fois moins chers. En revanche, les robots nécessitent des broches spéciales (plus compactes et plus légères) encore en cours de développement, et les efforts imposés ne peuvent être aussi élevés qu'avec un banc. Cela peut limiter la taille des pièces à souder ou amener à des problèmes de rigidité, de déformation élastique du bras du robot. Nos essais ont été réalisés sur un robot industriel Fanuc S – 900iB 400 (voir Figure V-3). Initialement ces robots sont utilisés pour la manutention. Ce robot a donc été adapté au FSW à l'IM dans le cadre de la thèse de (Guillo 2014). Le contrôle de force du robot est robuste ; il est orienté selon 6 axes ; la charge maximale imposée est de 6 000 N. Un pilotage en force plutôt qu'en position permet de corriger les défauts de planéités du montage, de la tôle ou de la cage sur laquelle est installé le robot. La broche de soudage peut tourner à une vitesse maximale de 1 400 tpm. La vitesse d'avance est comprise entre 3 et 12 mm/s selon les épaisseurs à souder qui peuvent aller jusqu'à 4 mm.

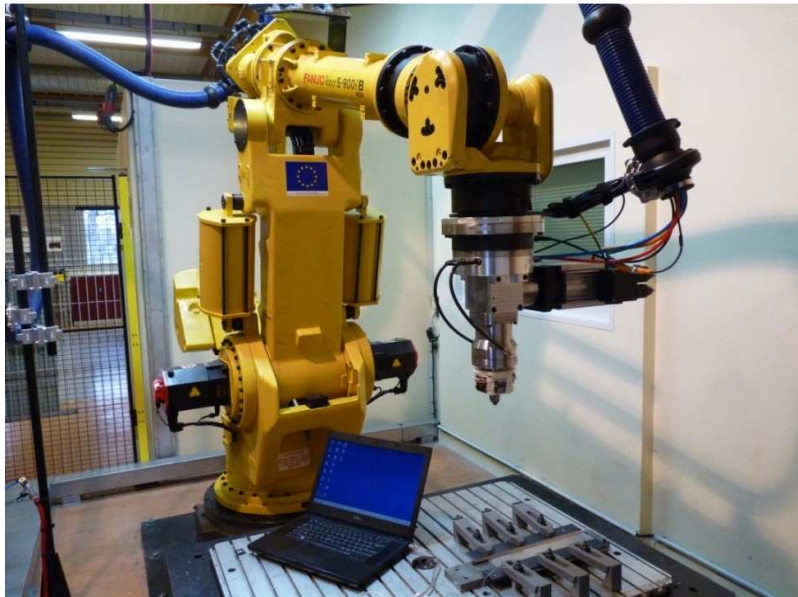


Figure V-3 : Robot Fanuc S – 900i B 400.

L'outil de soudage (voir Figure V-4) a été conçu par l'IM ; il est en acier Z38CDV5 (Aisi H11) trempé à 50+/-2HRC. Ses caractéristiques géométriques sont présentées dans le Tableau V-1 ci-dessous et sur la Figure V-5 :

Epaulement				Pion			
Forme	Diamètre	Scroll		Forme	Diamètre	Hauteur	Filets
		Profondeur	Largeur				
Plate	9,6 mm	0,5 mm	1 mm	Conique	4 mm 3 mm	2,6 mm	Pas = 1 mm

Tableau V-1 : Géométrie de l'outil.

Nous avons vu au Chapitre I.II.3 que la qualité d'une soudure peut être améliorée par la géométrie des outils. L'outil utilisé comporte ainsi un épaulement plat et scrollé (voir Figure V-5) ainsi qu'un pion conique et fileté avec un pas de 1 mm.



Figure V-4 : Outil FSW conique fileté (pion) et scrollé (épaulement).

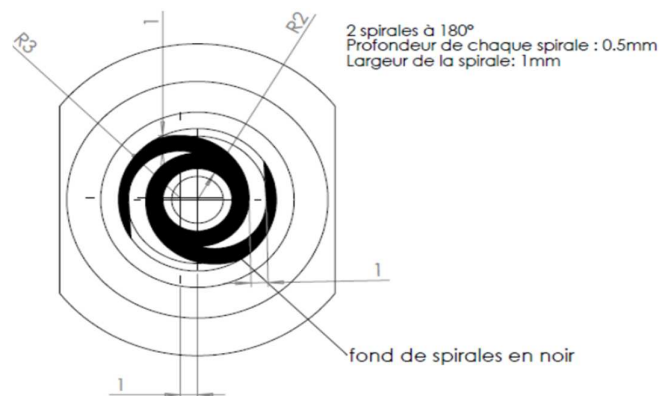


Figure V-5 : Plan CAO du scroll sur l'épaulement (données Institut Maupertuis).

II.2. Mesures

Des mesures de températures sont réalisées dans l'outil et à la surface de la tôle soudée. Un système d'acquisition des températures tournant avec l'outil (voir Figure V-6) a été spécialement développé par l'Institut Maupertuis pour notre souhait de mesurer la température à l'intérieur de l'outil. Le système d'acquisition est composé d'une carte SD embarquée sur le porte outil et permettant d'enregistrer les mesures ; le porte outil est composé d'ailettes afin d'augmenter les échanges de chaleur par convection pour refroidir le système de mesure. Un microcontrôleur et un accéléromètre permettent de déclencher l'acquisition lorsque l'outil est mis en rotation.

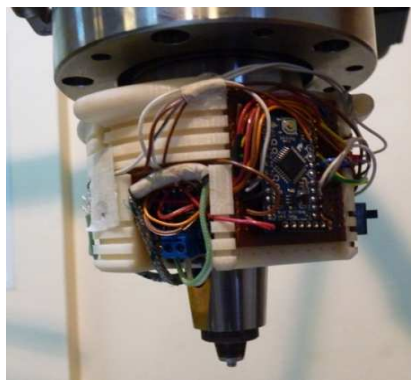


Figure V-6 : Système d'acquisition de température dans l'outil.

L'outil est percé pour introduire les 2 thermocouples nécessaires à la mesure du gradient de température (voir Figure V-7). La précision de ces thermocouples est de $\pm 1,5^{\circ}\text{C}$. Le capteur que nous nommons T1 est placé au centre, au niveau du pion et l'autre que nous nommons T2 est placé au niveau de l'épaule (voir Figure V-8). Ils sont fixés à l'aide d'une pâte métallo-céramique chargée en acier inox mono-composant tenant jusqu'à plus de $1\,000^{\circ}\text{C}$. En raison des courts-circuits entre les 2 capteurs lorsque ceux-ci fonctionnent ensemble, nous avons alternativement relevé la température d'un capteur puis de l'autre en reproduisant chaque essai.

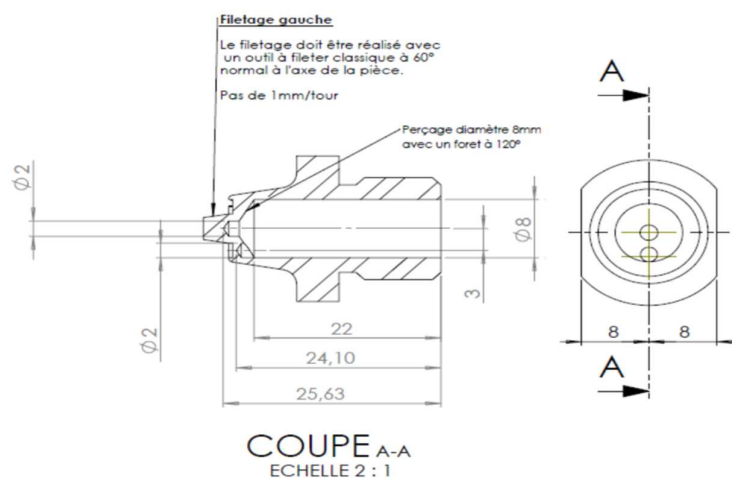


Figure V-7 : Emplacement des capteurs de température dans le plan de coupe de l'épaule de l'outil.

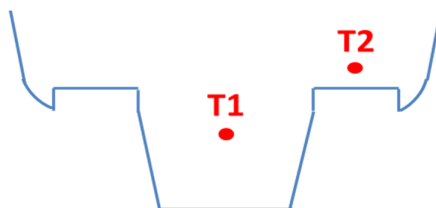


Figure V-8 : Schéma de la position des thermocouples T1 et T2 dans le plan de coupe perpendiculaire à l'épaule de l'outil.

Le robot est relié à un système d'acquisition des informations mécaniques. Les mesures des trois composantes de la force agissant sur l'outil sont effectuées avec une précision de 0,2 %. Le couple axial est relevé avec une précision de 10 % soit une incertitude de mesure d'environ 1 Nm. Notons que le robot est piloté en position durant les phases de plongée, de dwelling et durant le premier centimètre d'avance de l'outil afin d'atteindre progressivement la force de forgeage. L'asservissement en effort vient ensuite ; la force appliquée est préalablement estimée lors d'un essai dédié.

Des mesures de température ont été effectuées dans la tôle en différents positions (x,y) (voir Figure V-9). Elles permettent d'observer un gradient de température dans la direction y perpendiculaire à la soudure ainsi que de repérer l'établissement d'un régime permanent le long de la soudure en x. Le capteur est posé à la surface de la tôle et fixé à l'aide d'un scotch en aluminium. L'incertitude de positionnement sera à considérer lors de l'analyse des résultats. Un capteur de type K permettant une tenue à la chaleur jusqu'à 400°C a été initialement utilisé. Il s'est avéré trop imprécis car il était trop lent pour détecter la montée rapide et de courte durée de la température lorsque l'outil passe. Un capteur plus fin a été utilisé ; il ne supporte que 250°C mais est plus réactif. Comme nous ne pouvons placer le capteur à moins de 10 mm de la ligne de la soudure, afin de ne pas l'arracher au passage de l'outil, à cette distance les températures atteintes par la matière ne dépassent pas 250 °C. Une différence de mesure supérieure à 100 °C a été observée entre les deux capteurs (pour une même position). Un système d'acquisition Arduino permet ensuite de traiter le signal électrique (voir Figure V-10).

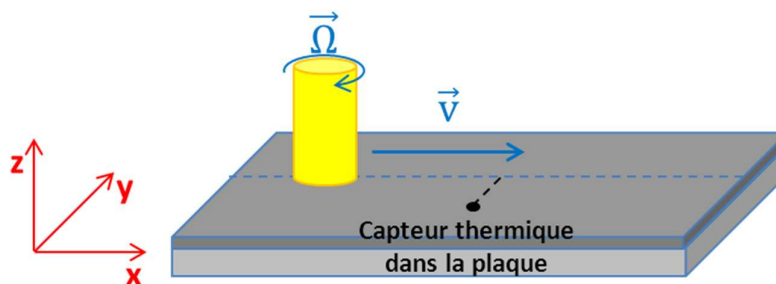


Figure V-9 : Positionnement du capteur de température sur la tôle supérieure.

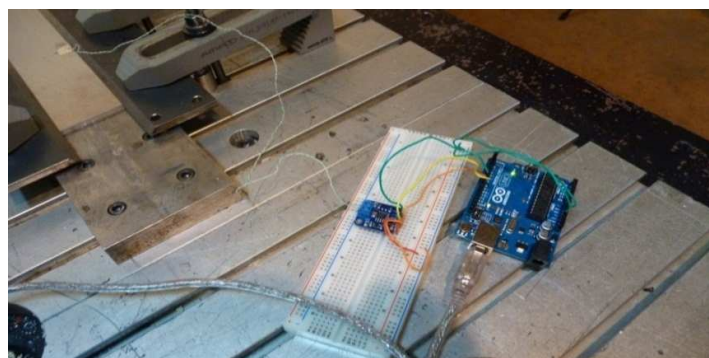


Figure V-10 : Système d'acquisition de température dans la plaque.

III. Protocole expérimental

La configuration industrielle consiste à souder les 2 tôles en aluminium par recouvrement. Lors des essais, on considère 3 configurations de soudage décrites sur la Figure V-11 correspondant aux différentes combinaisons possibles entre les matériaux, afin d'observer l'influence des matériaux sur les conditions de soudage et de comparer le soudage mixte avec le soudage mono-matériau.

Une campagne de 31 essais a été réalisée, en commençant par une étude du domaine de fonctionnement afin de disposer de quelques jeux de paramètres pour lesquels la soudure est correcte. Des essais en dehors du domaine de fonctionnement permettent ensuite d'obtenir des défauts géométriques qui permettront de valider le code pour la formation des défauts.

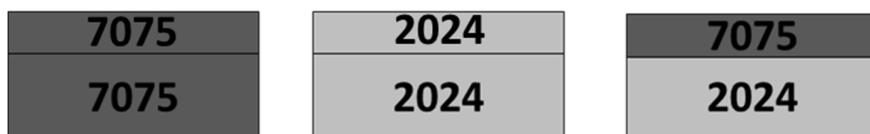


Figure V-11 : Les 3 configurations de soudage par recouvrement testées.

Les paramètres procédés appliqués à l'outil durant les différentes phases du procédé sont comme suit. L'outil est incliné de $0,5^\circ$ vers l'arrière. Pendant la phase de plongée, la vitesse de descente est de 1 mm/s ; ensuite la phase de dwelling dure 5 s. Enfin, il y a la phase d'avance avec une vitesse que nous avons fait varier entre 2 et 6 mm/s (2,4 et 6 mm/s) et une vitesse de rotation que nous avons fait varier entre 800 et 1 400 tpm (800, 1 000, 1 200 et 1 400 tpm). La force de soudage est adaptée aux vitesses d'avance et de rotation, avec des valeurs de 3 600, 4 000, 4 400, 4 800 et 5 200 N. Il n'a pas été possible d'appliquer une force supérieure à 6 000 N sous risque de casser le robot. De même nous n'avons pas pu appliquer une vitesse d'avance supérieure à 6 mm/s.

IV. Résultats et analyses

Nous précisons qu'en raison de la présence de bruit sur les courbes de forces et de couples, nous avons dû lisser les résultats.

IV.1. Répétabilité

Afin d'évaluer la répétabilité du robot et des essais en général, et d'analyser la fiabilité des résultats, nous avons réalisé plusieurs essais pour la configuration 2024/2024 avec 2 jeux de paramètres (vitesse d'avance, vitesse de rotation, effort axial) : $(v, w, F) = (2 \text{ mm/s}, 1\,000 \text{ tpm}, 4\,000 \text{ N})$ et $(v, w, F) = (2 \text{ mm/s}, 800 \text{ tpm}, 4\,400 \text{ N})$ (voir Tableau V-2).

	Configuration	F (N)	w (tpm)	v (mm/s)	Qualité
Essai 1	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 2	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 3	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 4	2024/2024	-4000	1000	2	Micro-trou
Essai 5	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 7	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 13	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 15	2024/2024	-4000	1000	2	Micro-trou
Essai 27	2024/2024	-4400	800	2	Pas de trous
Essai 28	2024/2024	-4400	800	2	Porosités surface en fin de soudure

Tableau V-2 : Récapitulatif des essais pour la configuration 2024/2024.

La Figure V-12 et la Figure V-13 présentent la position de 6 capteurs échelonnés le long de la ligne de soudure, à différents éloignements de celle-ci et leur température.

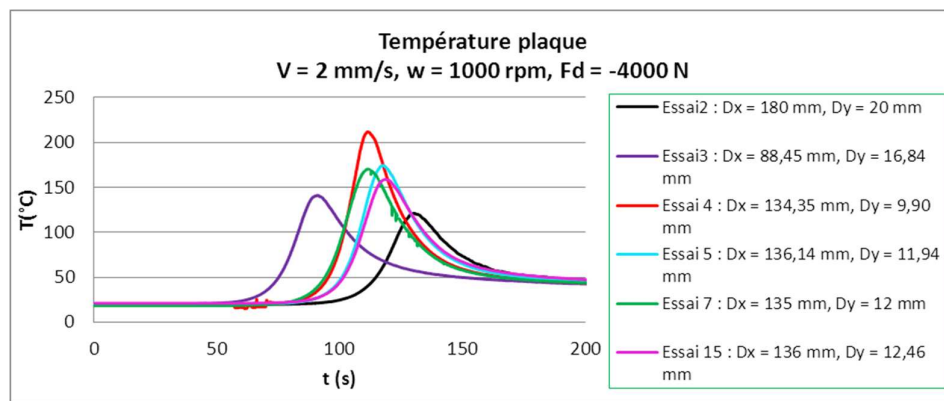


Figure V-12 : Evolution de la température pour le jeu de paramètres de soudage (2 mm/s ; 1 000 tpm ; 4 000 N) en des capteurs placés à différentes positions.

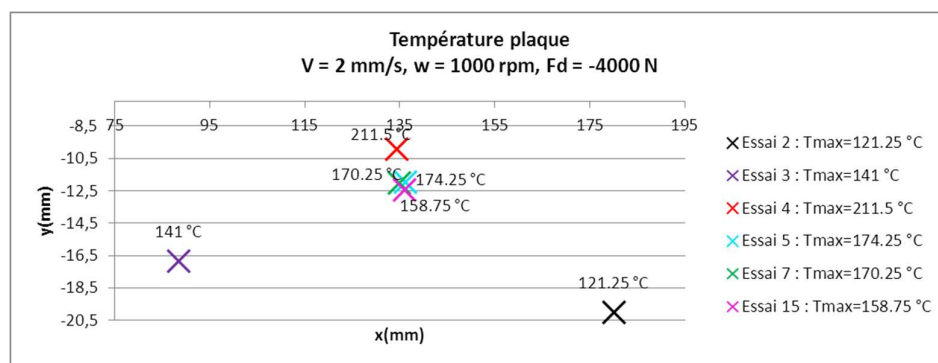


Figure V-13 : Position des capteurs de température pour le jeu de paramètres (2 mm/s ; 1 000 tpm ; 4 000 N) et valeur maximale de la température mesurée.

Il est délicat d'analyser la répétabilité des résultats de température dans la plaque en raison de l'erreur de mesure due au positionnement manuel du capteur. L'écart de température entre 2 capteurs placés à des positions légèrement différentes peut ainsi avoir 3 origines : une erreur de répétabilité, la température dans la plaque n'est pas encore stabilisée selon l'axe x ou un fort gradient thermique non linéaire selon l'axe y. Par exemple pour les capteurs des essais 5 et 15 (écart selon l'axe x faible de 0,15 mm), on estime un gradient de température de 15,5°C pour un écart de position suivant y de 0,52 mm. Pour les essais 4 et 7 (0,75 mm d'écart selon l'axe x), l'écart de température est de 40°C pour une différence de position de 2,1 mm selon l'axe y. Nous comparons alors les essais 5 et 7 où les capteurs sont très proches selon les axes x (1,15 mm) et y (0,06 mm). La différence de température de seulement 4°C nous donne ainsi une idée de la précision des mesures.

La répétabilité des essais s'observe de manière plus facile et plus pertinente sur les mesures mécaniques et thermiques dans l'outil. Elles permettent également d'étudier l'apparition de la phase stationnaire. La Figure V-14 montre l'évolution de la température en fonction du temps pour le capteur T1 (placé le plus au centre de l'outil et au niveau du pion) lors de 7 essais identiques. Nous observons une variation de température de moins de 6 °C (voir Figure V-14 et Tableau V-3) sachant que la précision des thermocouples est de +/- 1,5 °C. Notons que la température n'est pas stabilisée à la fin de la trajectoire de 270 mm ; elle continue de croître ; la montée en température de l'outil est lente et l'équilibre thermique dans le système outil - tôle à souder - plaque support n'est pas encore complètement atteint. Ceci peut s'expliquer par la nature des matériaux à souder, par une phase de dwelling (ou de soudage) trop courte ou encore par le type d'outil utilisé.

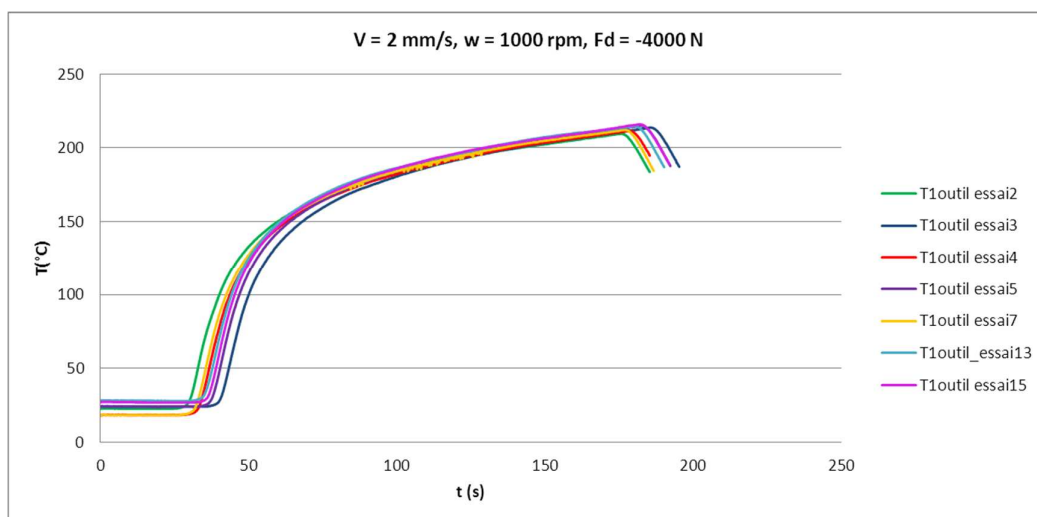


Figure V-14 : Répétabilité des mesures de température du capteur T1 dans l'outil.

Lorsque les essais se succèdent, l'outil n'a pas le temps de refroidir complètement. Les températures sont donc différentes en début de soudage, et comme la température ne converge pas vers un état stabilisé, son évolution pourrait être impactée par sa valeur initiale. Cependant, à température initiale identique (voir Tableau V-3), on note une différence de température de seulement 1°C en fin de soudage, ce qui montre que les essais sont parfaitement reproductibles. Nous observons également (voir Tableau V-3) que la température finale augmente avec la valeur de la température initiale mais qu'une variation initiale de 10°C se traduit par un écart de seulement 4°C en fin de soudage. Plus important, les pentes des courbes sont parfaitement identiques dans la seconde moitié de l'essai, indépendamment de la température initiale. Nous en concluons que cette température initiale n'est pas déterminante dans nos analyses, comme l'atteste la pratique industrielle.

N° Essai	4	7	2	3	5	15	13
T initiale (°C)	18,5	18,5	22,5	24	24	27	28
T finale (°C)	211,5	212,2	210	213,7	215	216	214,7

Tableau V-3 : Températures initiale et finale pour le capteur T1 dans l'outil.

Nous notons également une bonne répétabilité de l'effort imposé (de 4 000 N) : la force de forgeage présente les mêmes oscillations entre les valeurs de 3 900 N et 4 100 N (avant lissage des courbes) pour les différents essais (voir Figure V-15).

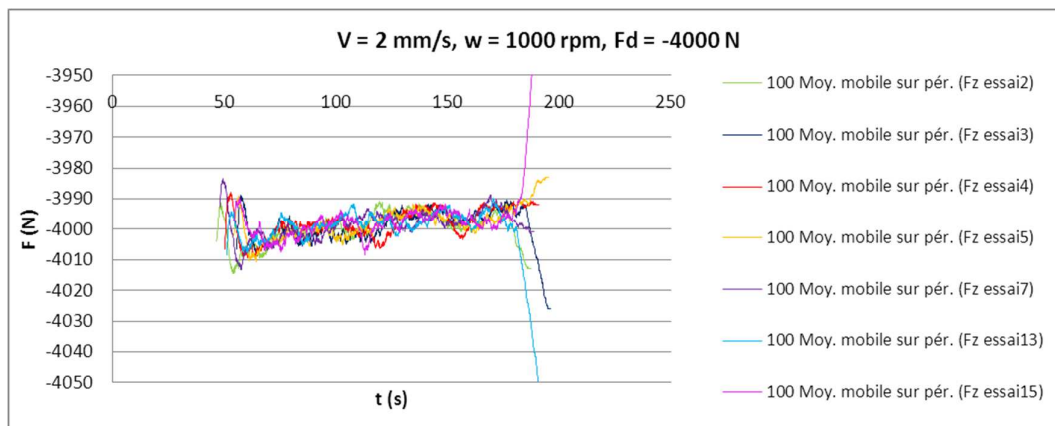


Figure V-15 : Répétabilité de la force imposée sur l'outil.

La force transverse et la force longitudinale sont moins bruitées mais présentent une répétabilité moins nette. La force longitudinale suivant x (voir Figure V-16), c'est-à-dire selon la ligne de soudure, comme la force transversale suivant y (voir Figure V-17) présentent une variabilité de 100 N maximum entre les essais.

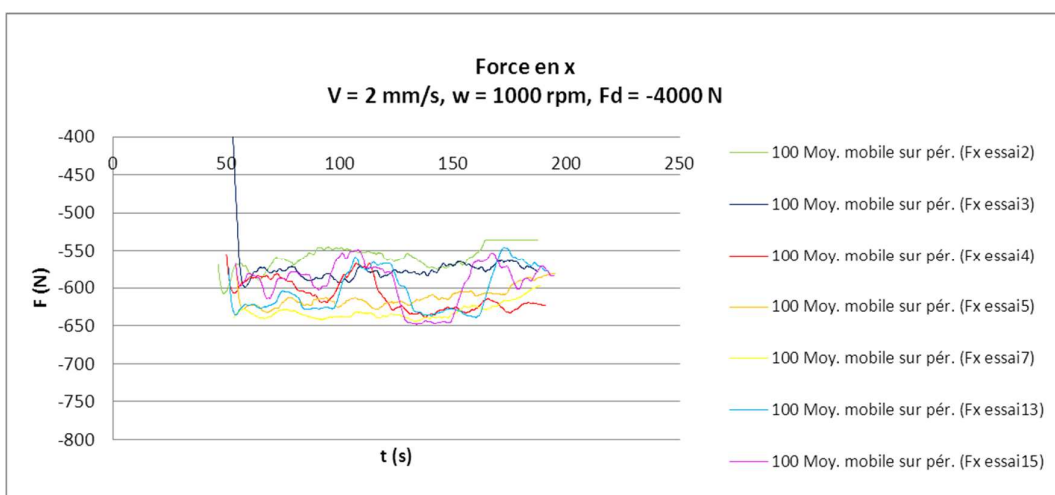


Figure V-16 : Répétabilité de la force longitudinale en x.

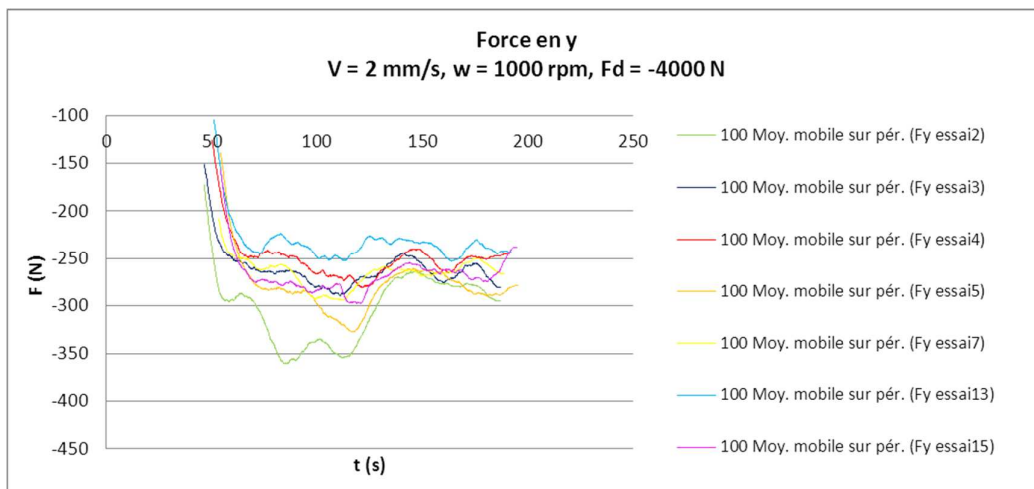


Figure V-17 : Répétabilité de la force transverse en y.

Si la soudure est de qualité (en dehors d'une faible porosité observée sur la Figure V-18), sans défauts, les essais (n° 27 et 28) sont parfaitement répétables (voir Figure V-19 et Figure V-20) (0,1 % de précision de mesure / 1 à 2 % d'erreur de répétabilité sur F_x et F_y) mais s'il apparaît des instabilités de soudage (défauts, porosités) alors les effets sont plus marqués sur les forces en y et x) et la mauvaise répétabilité (2,5 % d'oscillations sur F_z imposée / 7 à 20 % d'erreur de répétabilité sur F_x (voir Figure V-16) et F_y (voir Figure V-17)) traduit le caractère chaotique de la formation des défauts (sans défauts : n° 3, 7, 13 ; avec défauts de 10 à 60 μm : n° 2, 4, 5, 15 pour lesquels on observe des variations nettes des valeurs en z (voir Figure V-15)).



Figure V-18 : Essai 28, porosité en surface.

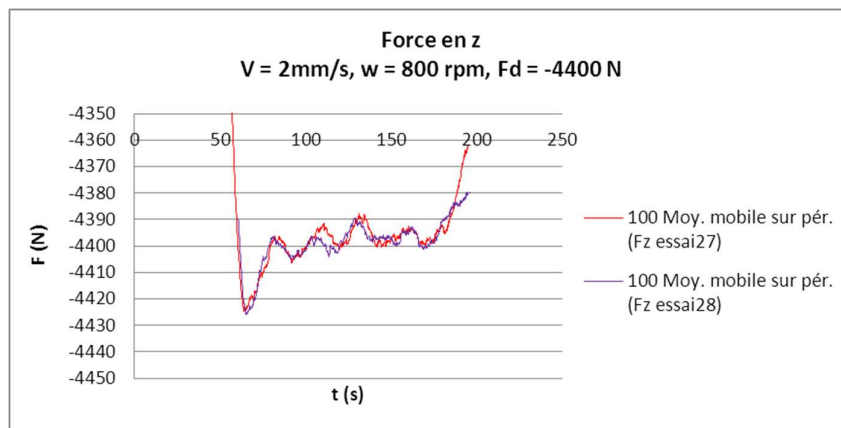


Figure V-19 : Répétabilité de la force axiale imposée pour une soudure sans défauts.

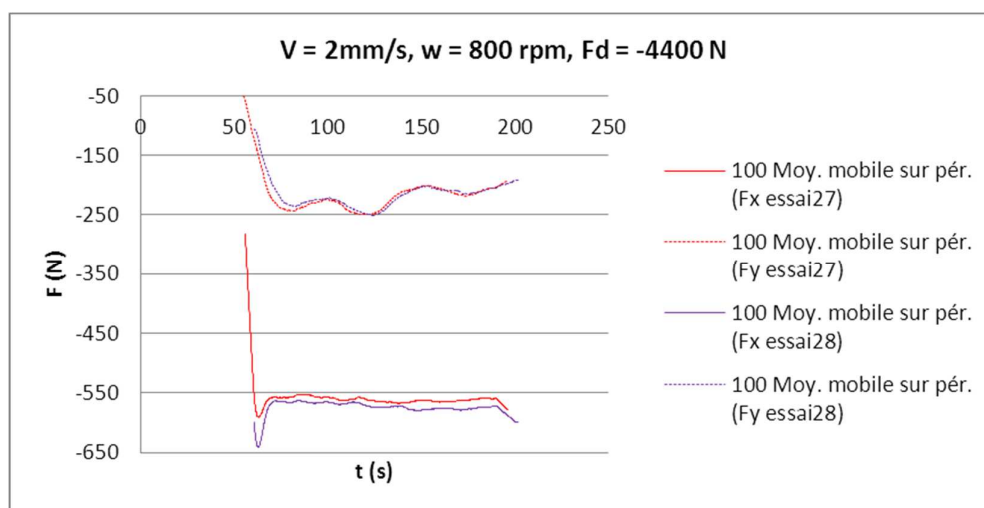
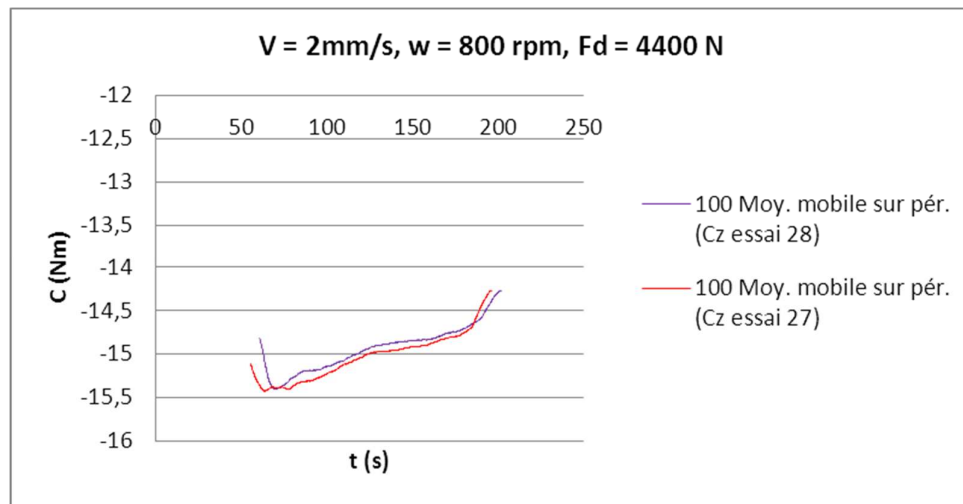
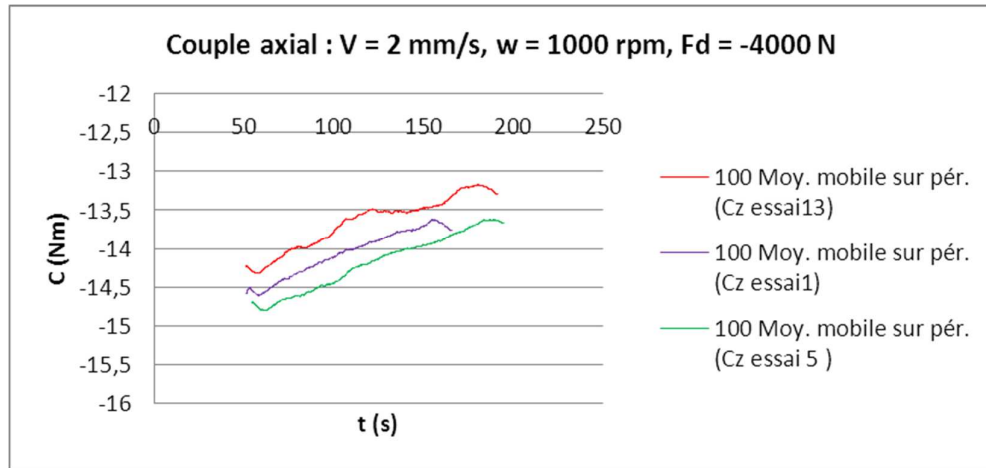


Figure V-20 : Répétabilité des forces transverses pour une soudure sans défauts.

Nous souhaitons maintenant étudier le couple sur l'outil. La valeur à vide (relevée 5 fois de suite) se situe entre -1,4 et 0,6 Nm. Notons que le couple n'est pas stabilisé puisqu'il continue de diminuer, ce qui est en accord avec la poursuite de l'augmentation de température et la diminution de la contrainte d'écoulement. Si la soudure est de qualité, sans défauts, les essais (n° 27 et 28) sont parfaitement répétables (1 % de précision de mesure / 0,8 % d'erreur de répétabilité) (voir Figure V-22) mais pour le jeu de paramètres pour lequel il apparaît des instabilités de soudage (défauts, porosités) (n° 1, 5 et 13) alors les différences entre les essais sont plus marquées sur les couples (voir Figure V-21) comme elles l'étaient sur les forces tout en étant bien moins importantes (3 % d'erreur de répétabilité).



IV.2. Comparaison des configurations mono et bi-matériaux

Nous étudions le soudage de l'assemblage industriel 7075/2024 et le comparons avec celui mono-matériau 2024/2024 et celui 7075/7075 afin de déterminer l'influence du matériau sur les observables thermiques et mécaniques et ainsi choisir la configuration à simuler. Les différents paramètres procédés testés pour chaque configuration ainsi que la qualité résultante de la soudure sont répertoriés dans les Tableau V-4, Tableau V-5 et Tableau V-6.

	Configuration	F (N)	w (tpm)	v (mm/s)	Qualité
Essai 1	7075/2024	-4800	1200	2	Pas de trous, bavures, hooking
Essai 6	7075/2024	-4000	1000	2	Trous interface tôles
Essai 8	7075/2024	-4400	1200	4	Trous en surface et interface tôles
Essai 10	7075/2024	-4000	1000	2	léger flash coté reculant
Essai 11	7075/2024	-4400	800	2	Micro trous interface tôles
Essai 14	7075/2024	-4400	800	2	Micro trous interface tôles
Essai 19	7075/2024	-4800	1000	2	Pas de trous, bavures
Essai 20	7075/2024	-4800	800	2	Pas de trous, bavures
Essai 21	7075/2024	-5200	1200	4	Trous interface tôles
Essai 22	7075/2024	-5200	1000	4	Trous interface tôles
Essai 23	7075/2024	-5200	800	4	Trous interface tôles
Essai 24	7075/2024	-5200	1200	6	Trous en surface et interface tôles
Essai 26	7075/2024	-5200	1000	6	Trous interface tôles
Essai 27	7075/2024	-5200	800	6	Trous interface tôles + trou bas de pion
Essai 28	7075/2024	-3600	800	4	Tranchée en surface coté avançant

Tableau V-4 : Récapitulatif des essais pour la configuration 7075/2024.

	Configuration	F (N)	w (tpm)	v (mm/s)	Qualité
Essai 5	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 9	2024/2024	-4400	1000	4	Trous interface tôles
Essai 10	2024/2024	-4400	1200	4	Trous interface tôles
Essai 11	2024/2024	-4800	1200	6	Trou surface lors du contrôle en position, Trous interface tôles
Essai 13	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 14	2024/2024	-4000	800	2	Trou en surface, état granuleux Trous interface tôles
Essai 17	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 27	2024/2024	-4400	800	2	Pas de trous
Essai 29	2024/2024	-4800	1200	2	Pas de trous, bavures côté reculant
Essai 30	2024/2024	-3600	800	2	Trou mi pion
Essai 31	2024/2024	-3600	800	4	Trou bas de pion et porosité en surface

Tableau V-5 : Récapitulatif des essais pour la configuration 2024/2024.

	Configuration	F (N)	w (tpm)	v (mm/s)	Qualité
Essai 2	7075/7075	-4800	1200	2	Flash, effondrement de l'outil dans la tôle
Essai 3	7075/7075	-4800	1200	4	Pas de trous, kissing bond
Essai 15	7075/7075	-4400	800	2	Pas de trous (trou en surface en contrôle en position)
Essai 16	7075/7075	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 17	7075/7075	-4000	1000	2	Pas de trous (trou en surface en contrôle en position)
Essai 18	7075/7075	-4400	1000	2	Pas de trous, hooking
Essai25	7075/7075	-5200	1200	6	Pas de trous
Essai 29	7075/7075	-3600	800	4	Tranchée en surface coté avançant

Tableau V-6 : Récapitulatif des essais pour la configuration 7075/7075.

IV. 2. a. Analyse de la qualité de la soudure

Nous commençons par étudier la configuration mixte, pour cela nous nous intéressons aux macrographies des plans de coupe de la Figure V-23 :

- Tous les essais réalisés sur l'assemblage mixte 7075/2024 avec une vitesse d'avance supérieure ou égale à 4 mm/s produisent des trous à mi-hauteur ou en bas de pion, quelle que soit la vitesse de rotation testée et pour une force appliquée jusqu'à 5200 N. Le défaut obtenu au niveau du bas du pion est typique du FSW, caractéristique d'une soudure trop froide : le trou tunnel (essai n° 27). L'essai n° 28 a même créé une tranchée.
- Une force de forgeage trop faible entraîne un manque de pénétration et conséquemment la majorité des défauts observés. Ceux-ci sont localisés à l'interface entre les 2 plaques, ce qui est un défaut type du soudage par recouvrement qui n'apparaît pas en configuration bout à bout. En augmentant la force (essai n° 6 / 19 et n° 11 / 20) ces défauts disparaissent.
- Les essais réalisés à la vitesse de 2 mm/s sont concluants sous les conditions que la vitesse de rotation soit de 800 tpm ou 1000 tpm et que la force soit de 4800 N. Avec une vitesse de 1200 tpm et une force de 4800 N (essai n°1), le soudage ne produit pas de trou mais un défaut bien connu des joints par recouvrement est visible, le hooking (Yazdanian & Chen 2009), (Acerra et al. 2009) : la matière remonte sur les bords du cordon du côté de la zone d'avance et elle s'amincit du côté de la zone du retrait (voir la macro à droite de la Figure V-25). Ce défaut engendre une réduction de la résistance de la soudure aux sollicitations en traction.
- En conclusion, la fenêtre de soudage de la configuration en 7075/2024 pour une épaisseur de tôle de 3,7 mm au total, est la suivante : 2 mm/s pour la vitesse d'avance, [800 tpm ; 1000 tpm] pour la vitesse de rotation et la force est adaptée en fonction de ces 2 vitesses.


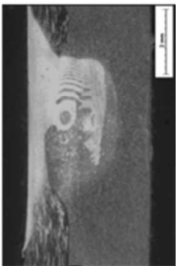
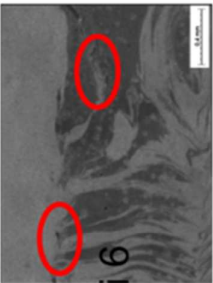

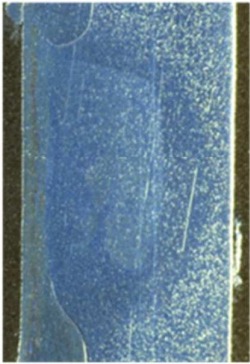
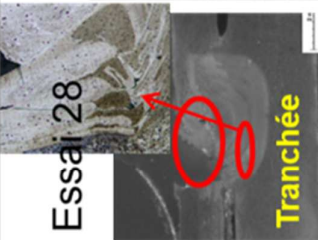
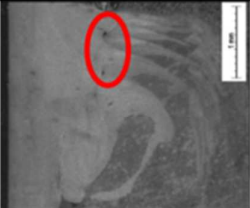
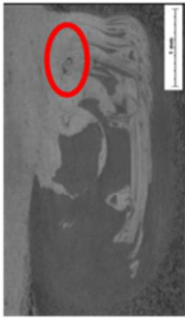





	w = 800 tpm	w = 1000 tpm	w = 1200 tpm
V = 2 mm/s	<p>Essai 11</p>  <p>Fz = 4400N</p> <p>Essai 20</p>  <p>Fz = 4800N</p>	<p>Essai 6</p>  <p>Fz = 4000N</p> <p>Essai 19</p>  <p>Fz = 4800N</p>	<p>Essai 1</p>  <p>Fz = 4800N</p>
V = 4 mm/s	<p>Essai 28</p>  <p>Fz = 3600N</p> <p>Tranchée</p> <p>Essai 23</p>  <p>Fz = 5200N</p>	<p>Essai 22</p>  <p>Fz = 5200N</p>	<p>Essai 8</p>  <p>Fz = 4400N</p> <p>Essai 21</p>  <p>Fz = 5200N</p>
V = 6 mm/s	<p>Essai 27</p>  <p>Fz = 5200N</p> <p>Trou lap + trou tunnel</p>	<p>Essai 26</p>  <p>Fz = 5200N</p>	<p>Essai 24</p>  <p>Fz = 5200N</p>

Figure V-23 : Coupes perpendiculaires au cordon de soudure et analyse macro à la binoculaire et au MEB pour l'assemblage mixte 7075/2024.

Analysons les résultats de soudage de la configuration en 2024/2024 présentés sur la Figure V-24 :

- Tous les essais où la vitesse d'avance est supérieure ou égale à 4 mm/s ont généré des trous. Ces défauts étaient déjà présents avec l'assemblage mixte pour ces mêmes paramètres et pour une force plus élevée ; ils sont de taille inférieure avec l'assemblage en 2024.
- Pour une force de forgeage donnée, nous pouvons observer l'influence de la vitesse de rotation sur l'apparition de défauts (essai n° 13 / 14).
- Les essais 30 et 31 présentent un trou dû à une mauvaise combinaison des vitesses en sus d'une force trop faible.
- L'influence de la force sur la qualité de la soudure est nettement visible sur les essais 30, 14 et 27 ; nous reviendrons sur ce point au paragraphe IV.3 lorsque nous traiterons de l'influence des paramètres procédés. Il est possible qu'une augmentation complémentaire de la force de forgeage, permette d'éliminer certains défauts observés (n° 9, 10).
- En conclusion, la fenêtre de soudage de la configuration en 2024/2024 pour une épaisseur de tôle de 3,7 mm au totale, est la suivante : 2 mm/s pour la vitesse d'avance, [800 tpm ; 1000 tpm ; 1200 tpm] pour la vitesse de rotation et la force est adaptée en fonction de ces 2 vitesses.

	$w = 800 \text{ tpm}$	$w = 1000 \text{ tpm}$	$w = 1200 \text{ tpm}$
$V = 2 \text{ mm/s}$	<p>Essai 30 $F_z = 3600\text{N}$</p> <p>Essai 14 $F_z = 4000\text{N}$</p> <p>Essai 27 $F_z = 4400\text{N}$</p>	<p>Essai 13 $F_z = 4000\text{N}$</p>	<p>Essai 29 $F_z = 4800\text{N}$</p>
$V = 4 \text{ mm/s}$	<p>Essai 31 $F_z = 3600\text{N}$</p>	<p>Essai 9 $F_z = 4400\text{N}$</p>	<p>Essai 10 $F_z = 4400\text{N}$</p>
$V = 6 \text{ mm/s}$			<p>Essai 11 $F_z = 4800\text{N}$</p>

Figure V-24 : Coupes perpendiculaire au cordon de soudure et analyse macro à la binoculaire pour la configuration de soudage 2024/2024 suivant différentes valeurs des paramètres du procédé.

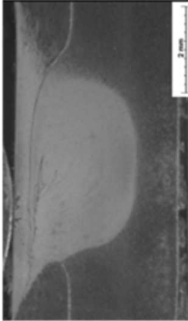
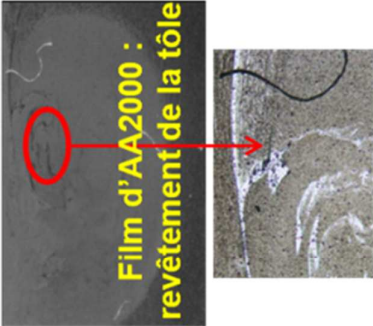


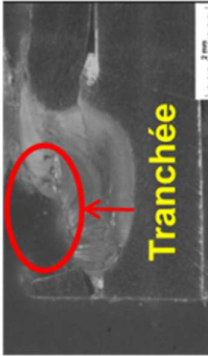

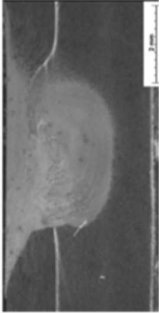
	w = 800 tpm	w = 1000 tpm	w = 1200 tpm
V = 2 mm/s	<div>Essai 15</div>  <p>Fz = 4400N</p>	<div>Essai 16</div>  <p>Fz = 4000N</p> <div>Essai 18</div>  <p>Fz = 4400N</p>	<div>Essai 2</div>  <p>Fz = 4800N</p>
V = 4 mm/s	<div>Essai 29</div>  <p>Fz = 3600N</p>		<div>Essai 3</div>  <p>Fz = 4800N</p>
V = 6 mm/s			<div>Essai 25</div>  <p>Fz = 5200N</p>

Figure V-25 : Coupes perpendiculaires au cordon de soudure et analyse macro à la binoculaire et au MEB pour le matériau 7075.

Analysons les résultats des essais du soudage 7075/7075 présentés sur la Figure V-25.

- Pour l'essai 29, avec des données de procédé identiques, nous observons un comportement semblable au soudage mixte et en 2024 avec la création d'un trou tunnel.
- Les traces visibles sur l'essai 16 (2 mm/s ; 1000 tpm ; 4000 N) sont le signe d'un défaut de type « joint line », « oxyde rémanent » ou « kissing bond ». Elles peuvent être le siège de fissures et affecter la tenue mécanique en fatigue du joint soudé (Zimmer et al. 2007), (Britos 2010). Ce défaut apparaît lorsque le malaxage et les déformations du matériau sont insuffisants à cause de conditions de soudure froide, d'un manque de pénétration. Dans le cas de tôles revêtues, il peut également s'expliquer par un nettoyage insuffisant des tôles avant soudage. En augmentant la force de 4000 N à 4400 N (essai 16 à 18) le revêtement semble mieux broyé, cependant le défaut de hooking apparaît.
- Avec le jeu de paramètres (2 mm/s ; 1200 tpm ; 4800 N), nous obtenions une soudure sans défauts avec le 2024, tandis qu'un défaut de hooking était présent pour l'assemblage mixte. Avec le 7075, qui passe du domaine solide au domaine solide / liquide à une température plus basse de 25°C (voir les propriétés des solidus et liquidus pour les 2 matériaux dans le Tableau V-7) que le 2024, l'échauffement s'avère trop important avec ces paramètres et le matériau devient trop liquide : l'outil s'enfonce fortement dans la tôle jusqu'à la perforer en formant une bavure (ou flash). Ce comportement est également visible dans les réponses mécanique et thermique de l'outil : les efforts (voir Figure V-26) et le couple (voir Figure V-27) augmentent fortement ; la température (voir Figure V-28) dans une moindre mesure.

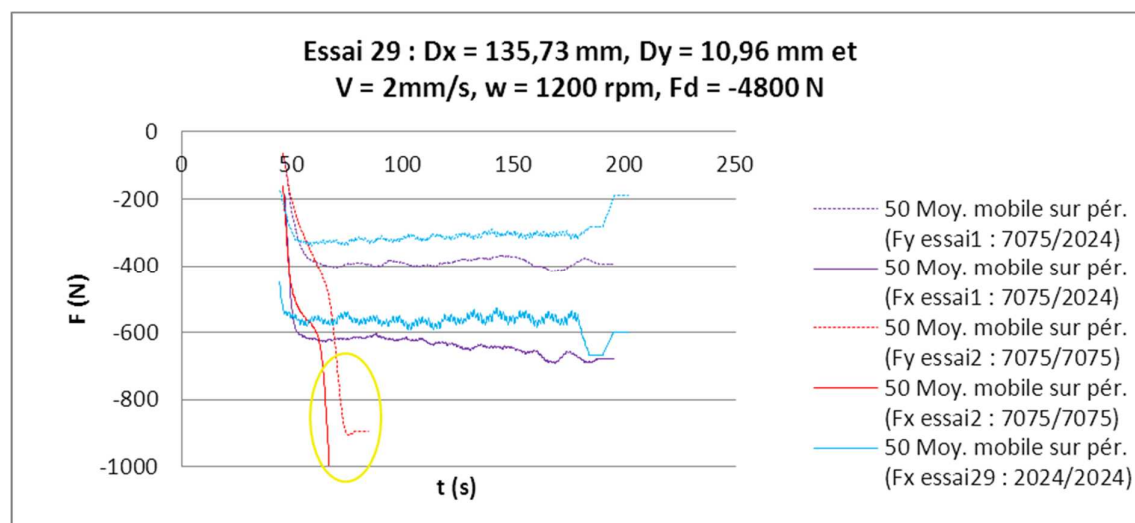


Figure V-26 : Influence du matériau soudé sur les forces transverses enregistrées dans l'outil : effondrement du 7075.

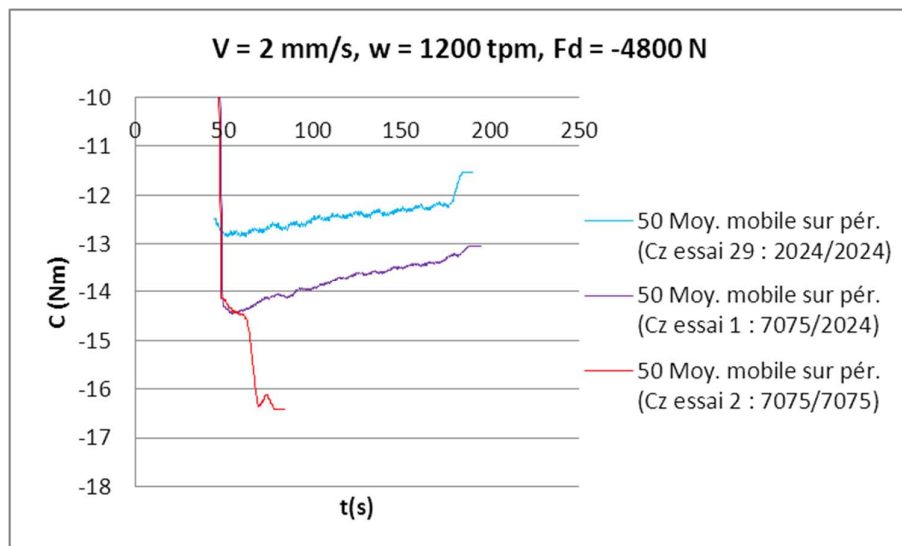


Figure V-27 : Influence du matériau soudé sur le couple enregistré dans l'outil : effondrement du 7075.

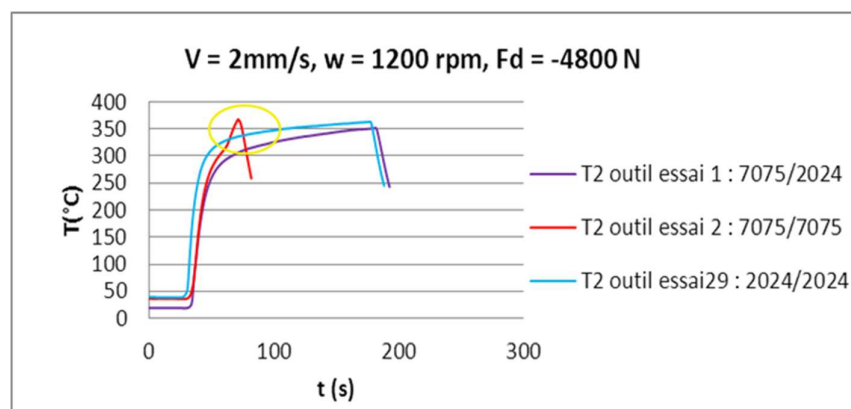


Figure V-28 : Influence du matériau soudé sur la température dans l'outil enregistrée dans le thermocouple T2 : effondrement du 7075.

- Les essais 3, 15 et 25 présentent des soudures sans défauts. La fenêtre de soudage ainsi définie est plus large que pour les deux précédents assemblages : la vitesse d'avance est comprise entre 2 mm/s et 6 mm/s et la vitesse de rotation entre 800 tpm et 1200 tpm.

De cette analyse des 3 configurations de soudage, nous concluons que le comportement de l'assemblage 2024/2024 est très proche de celui de l'assemblage mixte d'étude 7075/2024 ; les fenêtres de soudage sont similaires. Le comportement de l'assemblage mixte semble être gouverné par celui du matériau 2024, ce qui peut s'expliquer par le fait que le solidus du 7075 est de 25°C inférieur à celui du 2024 (voir Tableau V-7) et que l'épaisseur de 2024 malaxée est supérieure à celle du 7075 (voir Figure V-29).

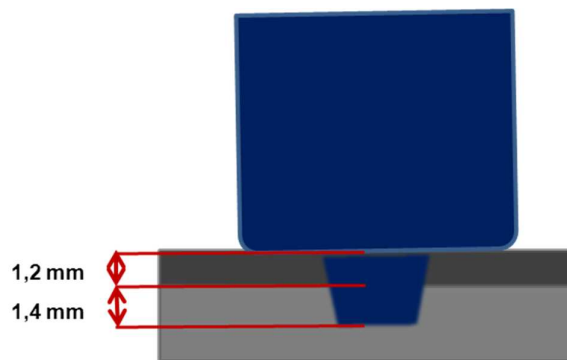


Figure V-29 : Part de chaque matériau.

IV. 2. b. Analyse thermique

Nous étudions, dans un premier temps, la sensibilité de la montée en température de l'outil.

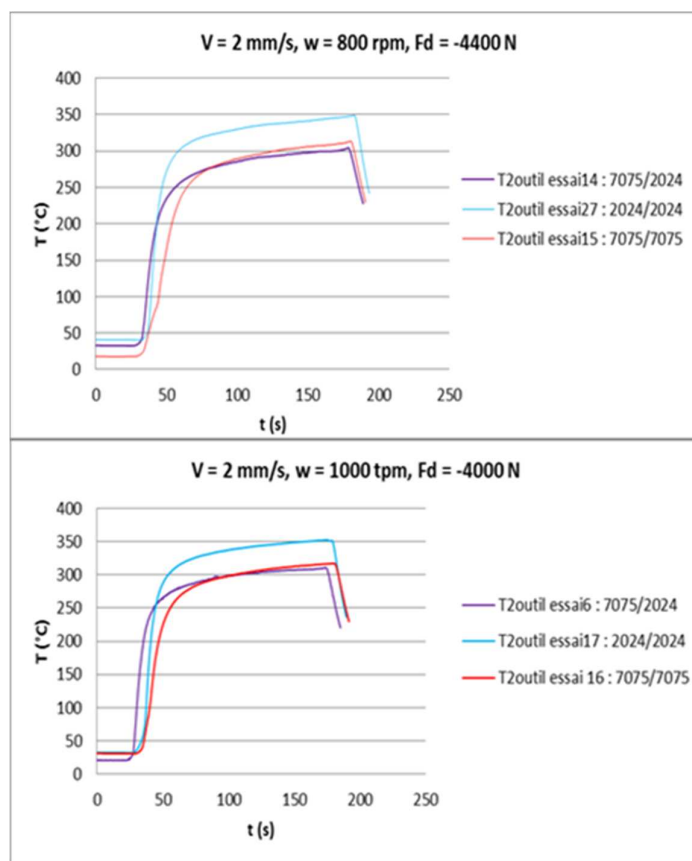


Figure V-30 : Influence du matériau soudé sur la température du thermocouple T2 pour 2 jeux de paramètres procédé.

La Figure V-30 présente l'évolution de la température du thermocouple T2 pour 2 jeux de paramètres du procédé $((v, w, F) = (2 \text{ mm/s}, 800 \text{ tpm}, 4400 \text{ N} : n^{\circ} 14, 15 \text{ et } 27) ; (v, w, F) = (2 \text{ mm/s}, 1000 \text{ tpm}, 4000 \text{ N} : n^{\circ} 6, 16 \text{ et } 17))$ pour lesquels les soudures sont sans défauts ou n'apparaissent dans le cas de l'assemblage mixte qu'avec une très petite taille. Dans les 2 cas, la température la plus faible est

enregistrée pour la configuration mixte et la plus forte pour la configuration en 2024, avec une quarantaine de degrés en plus ; la configuration en 7075 s'échauffe de 5 degrés de plus que la configuration mixte. Les températures observées pour le thermocouple T1 donnent lieu aux mêmes conclusions, si ce n'est que les écarts sont plus faibles entre le 7075 et le 2024 : la différence est de seulement 15°C (voir Figure V-31) pour 35°C précédemment. La différence porte essentiellement sur le gradient thermique dans l'outil : il est de 110°C pour les configurations mixtes et en 7075, et de 140°C pour le 2024. La nature de l'alliage influence donc la température et son gradient, qui tous deux résultent d'une variation de la nature du contact à la surface de l'outil (frottement et déformation plastique) et de la conductivité thermique du matériau.

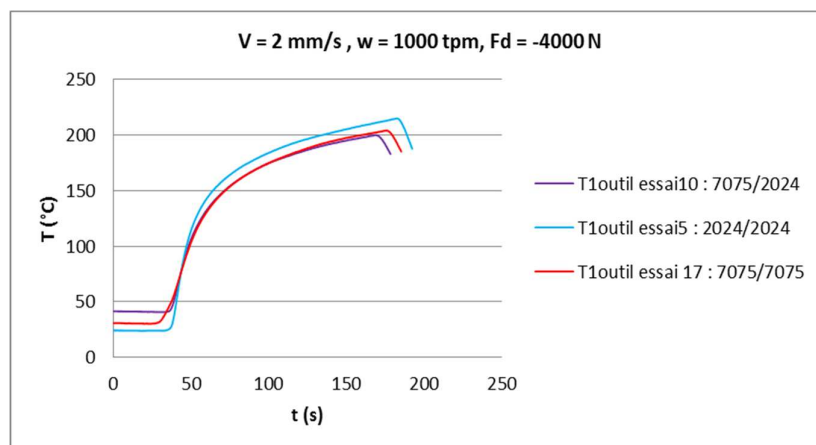


Figure V-31 : Influence du matériau soudé sur la température du thermocouple T1.

En soudage mixte, la température est très proche de celle en 7075, ce qui s'explique par le fait que le 7075 est le matériau en contact avec l'outil dans la configuration mixte. Quant aux écarts importants relevés entre le 7075 et le 2024, ils s'expliquent en partie par les différences de propriétés thermiques présentées dans le Tableau V-7 (où ces valeurs sont données à 25°C). Ainsi, l'effusivité est de $17156 \text{ J} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1} \text{s}^{-1/2}$ pour le 2024 et de $18727 \text{ J} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1} \text{s}^{-1/2}$ pour le 7075, ce qui implique qu'à l'équilibre thermique (et pour un contact outil/matériau identique) la chaleur transmise à l'outil par frottement du 7075 soit plus faible.

Pour T = 25°C	$\rho (\frac{\text{kg}}{\text{m}^3})$	$C (\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}})$	$\lambda (\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}})$	Solidus (°C)	Liquidus (°C)
2024	2780	875	121	502	638
7075	2810	960	130	477	635

Tableau V-7 : Propriétés thermiques des aluminiums 2024 et 7075.

L'état stationnaire n'étant pas complètement atteint dans l'outil, il ne l'est pas davantage dans la tôle à 12 mm de la ligne de soudure. Nous comparons toutefois les résultats obtenus avec les 3 capteurs placés à 134, 135 et 136 mm le long de la ligne de soudure (voir Figure V-32). La température du capteur du 7075/2024 est de 0,5 °C supérieure à celle du cas 7075 alors qu'il est de 0,5 mm plus éloigné de la ligne de soudure et qu'un fort gradient de température est à considérer. Nous pouvons donc conclure que la température de soudage mixte est plus élevée que celle du soudage du 7075. En suivant la même analyse, la température du soudage de l'assemblage mixte est également

supérieure à celle du soudage du 2024. Les températures dans la plaque sont plus difficiles à interpréter et les différences entre les configurations sont moins marquées que les températures dans l'outil.

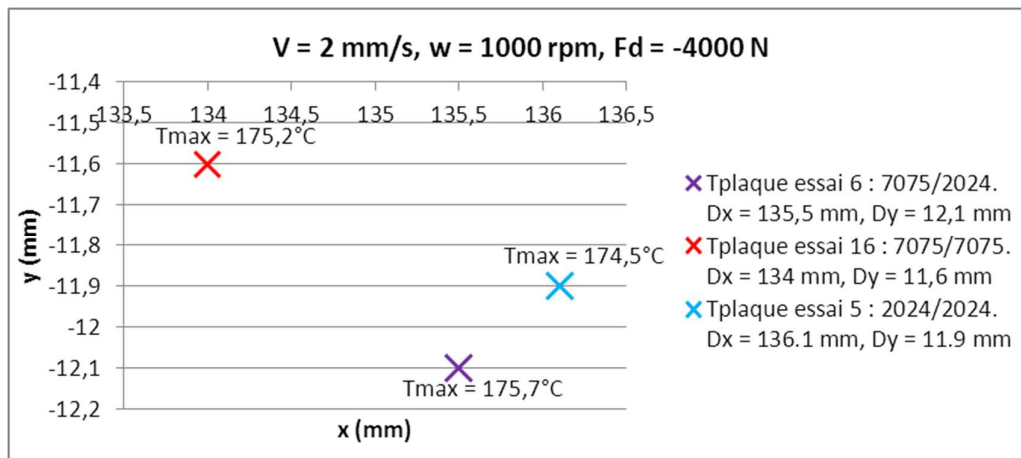


Figure V-32 : Positionnement des capteurs sur la plaque et température mesurées en ces points pour les 3 configurations de soudage.

Les mesures de température réalisées dans la plaque sont moins précises et moins discriminantes que celles effectuées dans l'outil car elles se trouvent bien plus loin de la zone de malaxage et sont ainsi fortement moyennées. C'est pourquoi il est important de disposer de mesures dans l'outil pour conduire une analyse plus précise.

IV. 2. c. Analyse des efforts

Nous nous intéressons maintenant aux résultats mécaniques des essais, et dans un premier temps à l'influence du matériau sur les efforts longitudinaux et transversaux (voir Figure V-33) lorsque l'effort axial imposé est de 4400 N.

Les efforts sont plus élevés avec la configuration mixte. Dans la direction x (longitudinale), l'effort de la configuration mixte présente une centaine de newtons d'écart avec la configuration en 2024, qui elle-même présente le même écart avec celle en 7075. Dans la direction y (transverse), l'effort de la configuration mixte présente en moyenne 250 N d'écart avec la configuration en 7075, qui elle-même présente 50 N d'écart avec celle en 2024. Le matériau résultant du soudage mixte du 7075 et du 2024 nécessite des efforts nettement plus importants pour le déformer ce qui peut être relié à une température d'outil plus faible.

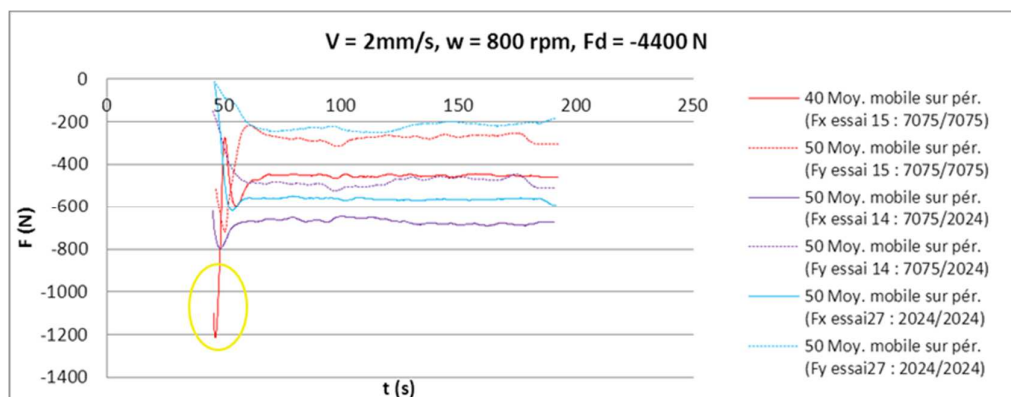
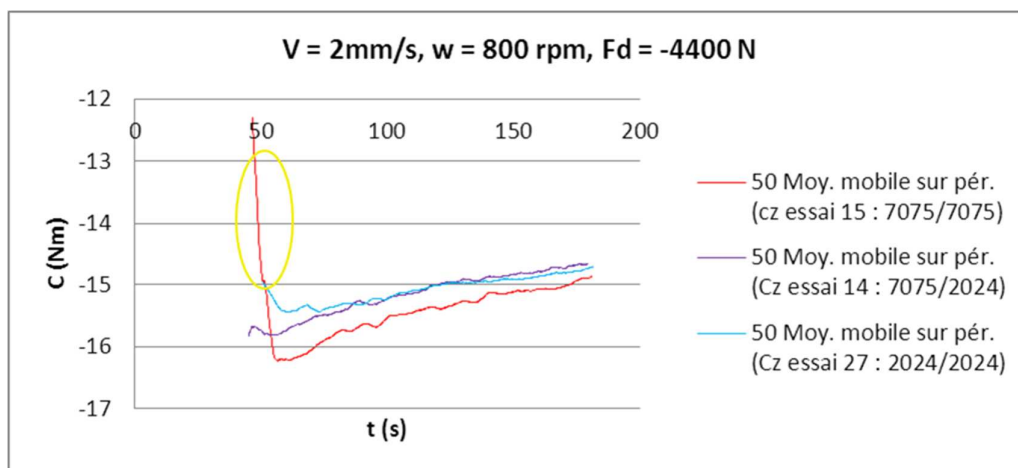


Figure V-33 : Forces transversales en x et en y pour les 3 configurations.**Figure V-34 : Couple axial pour les 3 configurations.**

L'influence du matériau sur le couple est présentée sur la Figure V-34. Les courbes des configurations, mixte et en 2024 sont très proches. Le couple de l'assemblage en 7075 est plus fort, ce qui est en accord avec une température plus faible. Notons que les valeurs initiales extrêmes des forces et du couple pour l'essai 15 sont dues à la formation d'un trou en surface en début de soudure (lorsque l'outil amorce son avancée et est piloté en position) ; ce défaut disparaît par la suite mais il montre comment un défaut de ce type entraîne une diminution du couple et une augmentation des efforts comme nous le reverrons plus loin (voir Figure V-33 et Figure V-34).

Il apparaît de cette étude comparative des 3 configurations que le comportement du matériau dans la configuration mixte se rapproche d'avantage de celle dans la configuration en 2024 seul. Compte-tenu de l'ensemble de ces résultats, dans une première approche, nous pouvons raisonnablement approximer le comportement de l'assemblage 7075/2024 par celui du 2024/2024 et ainsi nous satisfaire de la simulation numérique du soudage mono-matériau. La suite de ce chapitre est donc consacrée à l'étude de la seule configuration 2024/2024, en prévision de la comparaison des résultats expérimentaux aux calculs numériques.

IV.3. Influence des paramètres procédés d'entrée

Dans ce paragraphe, notre intérêt se porte sur l'influence des paramètres du procédé sur les différentes observables thermiques et mécaniques. Notre analyse des résultats est plutôt qualitative car, comme nous l'avons vu, les valeurs de températures d'outil et de couple ne sont pas stabilisées lorsque la soudure arrive en bout de tôle. Cet effet est d'autant plus important que la vitesse d'avance est élevée ; plus la soudure est rapide et moins le régime stationnaire est atteint rapidement. Nous précisons de nouveau les caractéristiques des différents essais analysés pour la configuration en 2024/2024, dans le Tableau V-8.

	Configuration	F (N)	w (tpm)	v (mm/s)	Qualité
Essai 5	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 9	2024/2024	-4400	1000	4	Trous interface tôles
Essai 10	2024/2024	-4400	1200	4	Trous interface tôles
Essai 11	2024/2024	-4800	1200	6	Trou surface lors du contrôle en position, Trous interface tôles
Essai 12	2024/2024	-4800	1400	6	Trou en surface lors du contrôle en position + trous interface tôles
Essai 13	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 14	2024/2024	-4000	800	2	Trou en surface, état granuleux + Trous interface tôles
Essai 16	2024/2024	-4400	1000	4	
Essai 17	2024/2024	-4000	1000	2	Pas de trous
Essai 18	2024/2024	-4400	1200	4	
Essai 21	2024/2024	-4800	1200	6	
Essai 23	2024/2024	-4800	1400	6	Trous interface tôles
Essai 24	2024/2024	-4400	1000	4	Trous interface tôles, légères bavures
Essai 26	2024/2024	-4000	800	2	Pas de trous (trou surface lors du contrôle en position)
Essai 27	2024/2024	-4400	800	2	Pas de trous
Essai 28	2024/2024	-4400	800	2	Porosités surface en fin de soudure
Essai 29	2024/2024	-4800	1200	2	Pas de trous, bavures
Essai 30	2024/2024	-3600	800	2	Trou mi pion
Essai 31	2024/2024	-3600	800	4	Trou bas de pion et porosité en surface

Tableau V-8 : Récapitulatif des essais pour la configuration 2024/2024.

Le graphique de la Figure V-35 présente l'évolution de la température du capteur T2 en fonction du temps pour différents paramètres du procédé, en faisant varier la force, les vitesses d'avance et de rotation (voir Tableau V-9).

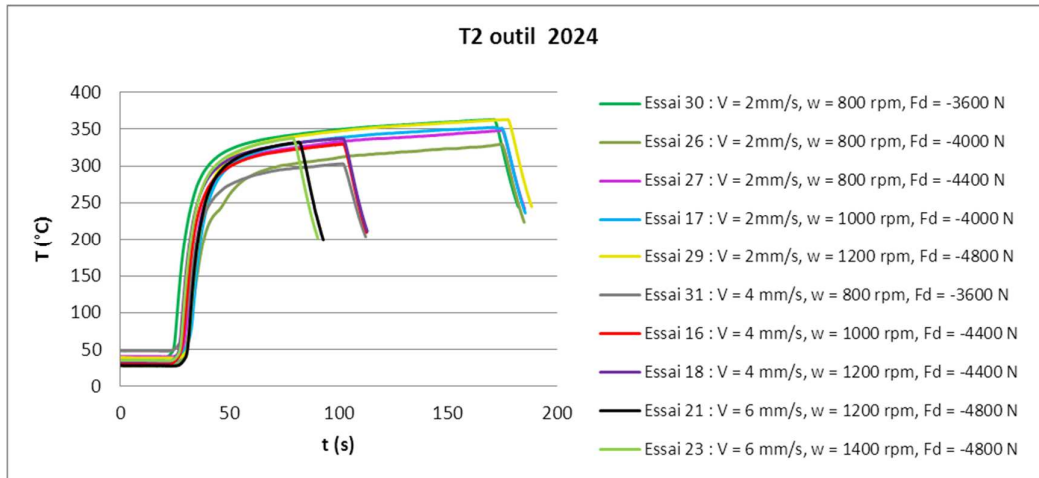


Figure V-35 : Influence des paramètres (v,w,F) sur T2 outil.

Essai	30	26	27	17	29	31	16	18	21	23
V (mm/s)	2	2	2	2	2	4	4	4	6	6
w (tpm)	800	800	800	1000	1200	800	1000	1200	1200	1400
V/w	0,150	0,150	0,150	0,120	0,096	0,3	0,24	0,18	0,3	0,258
F (N)	3600	4000	4400	4000	4800	3600	4400	4400	4800	4800
T2 max (°C)	318,5	329,75	348,75	352,5	363,25	303,25	329,75	337,25	332,5	338

Tableau V-9 : Influence des paramètres (v,w,F) sur T2 outil.

Le rapport de soudage⁴, est couramment utilisé pour qualifier la nature de la soudure : plus sa valeur augmente, plus la soudure est froide. Ce résultat est bien retrouvé lors de nos observations : la température augmente lorsque nous diminuons ce rapport en réduisant la vitesse d'avance ou en augmentant celle de rotation. Cependant, il est nécessaire d'effectuer ces comparaisons à force constante. Effectivement, la température augmente avec la force pour des vitesses d'avance et de rotation constantes, ou pour un rapport de soudage constant, étant donné que l'échauffement croît avec la pression de contact. Ainsi, pour l'essai 26, le rapport de soudage de 0,15 avec une force de 4 000 N donne une température de 329,75°C, alors que l'essai 18 avec rapport de soudage plus grand (0,18) et une force plus grande (4 400 N) donne une température plus élevée égale à 337,25°C. L'effet de l'augmentation de la force l'emporte dans ce cas sur celle du rapport de soudage.

⁴ égal à la vitesse d'avance divisée par la vitesse de rotation

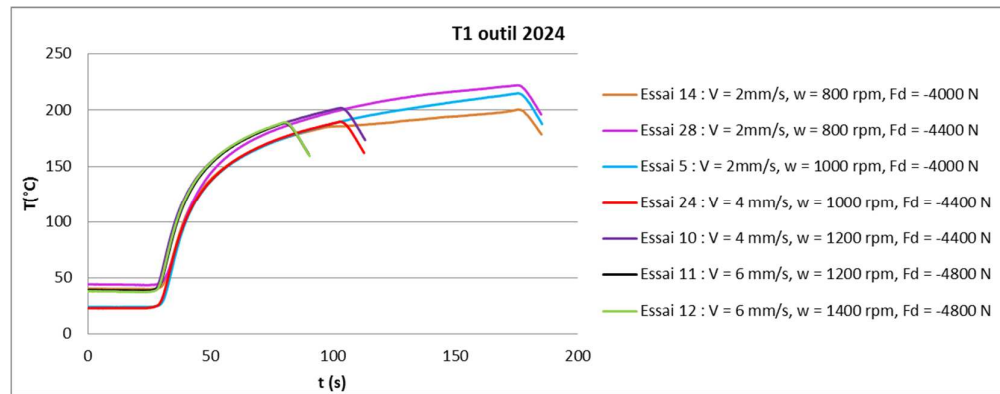


Figure V-36 : Influence des conditions du procédé sur l'évolution du capteur T1 dans l'outil pour un soudage 2024/2024.

Essai	14	28	5	24	10	11	12
V (mm/s)	2	2	2	4	4	6	6
w (tpm)	800	800	1000	1000	1200	1200	1400
V/w	0,150	0,150	0,120	0,24	0,18	0,3	0,258
F (N)	4000	4400	4000	4400	4400	4800	4800
T1 max ($^{\circ}C$)	200,25	222,25	215	189,75	202	188,75	189,25

Tableau V-10 : Influence des paramètres (v,w,F) sur T1 outil.

Les résultats du capteur T1 (voir Figure V-36 et Tableau V-10) sont parfaitement et logiquement en accord avec ceux du capteur T2.

La réponse mécanique de l'outil reflète également le comportement du matériau. Etudions dans un premier temps le couple axial. Pour des vitesses d'avance et de rotation fixées, le couple augmente avec la force (voir Figure V-37), ce qui est conforme aux attentes pour un contact non collant. En revanche, les efforts transverses et longitudinaux diminuent. L'augmentation de la force entraîne une élévation de la température qui réduit les efforts transverses mais accroît la contrainte normale, le cisaillement et l'énergie dissipée et par conséquent le couple (à vitesse de rotation constante). Notons que les essais 30 et 26 présentent des défauts de type trou tunnel et petites cavités (localisées à l'interface entre les 2 tôles), de sorte que le couple est plus faible qu'en l'absence de défauts.

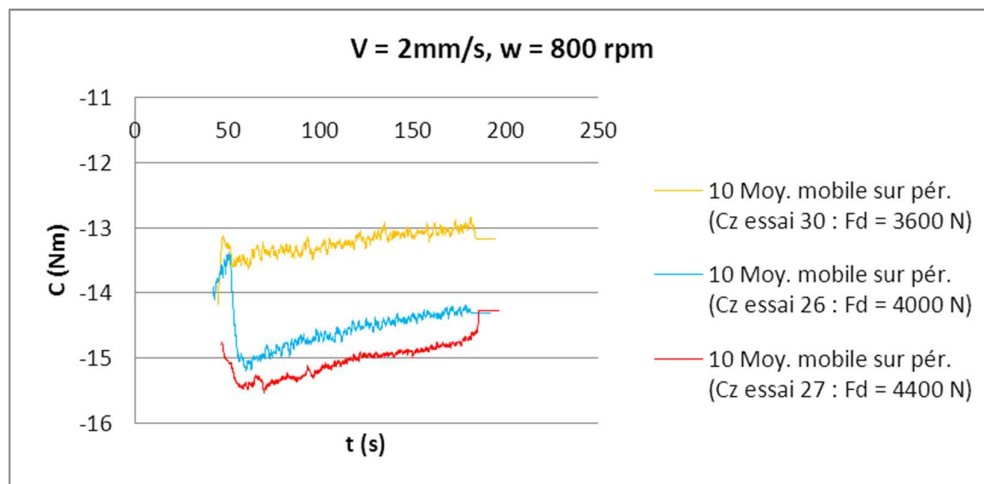


Figure V-37 : Influence de la force de soudage sur le couple axial pour le 2024.

Lorsque la vitesse d'avance croît (voir Figure V-38), le couple augmente lui aussi ; pour une vitesse multipliée par 3, le couple est multiplié par 1,1. Cette analyse doit toutefois être pondérée par le fait que l'essai 21 présente un trou qui, comme nous l'avons vu précédemment, provoque la baisse du couple.

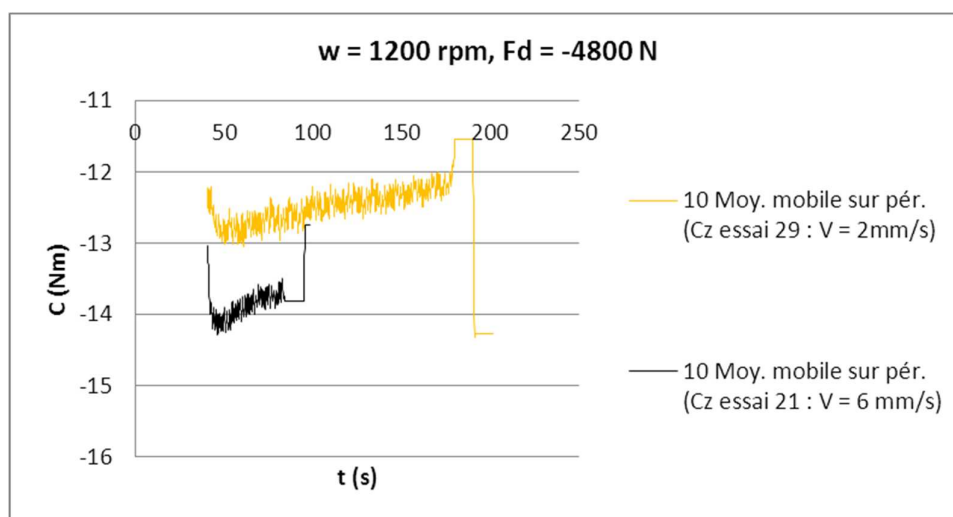


Figure V-38 : Influence de la vitesse d'avance sur le couple axial pour le 2024.

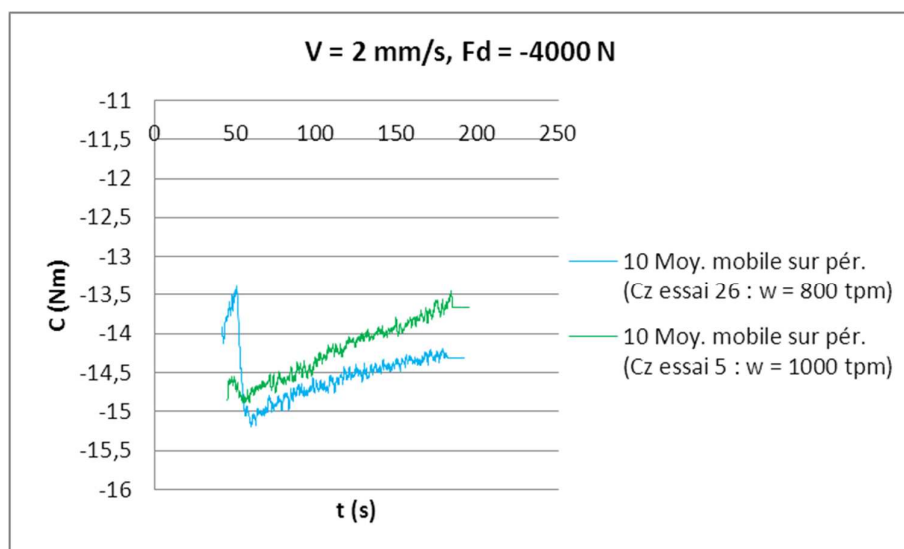


Figure V-39 : Influence de la vitesse de rotation sur le couple axial pour le 2024 à 2 mm/s et 4000 N.

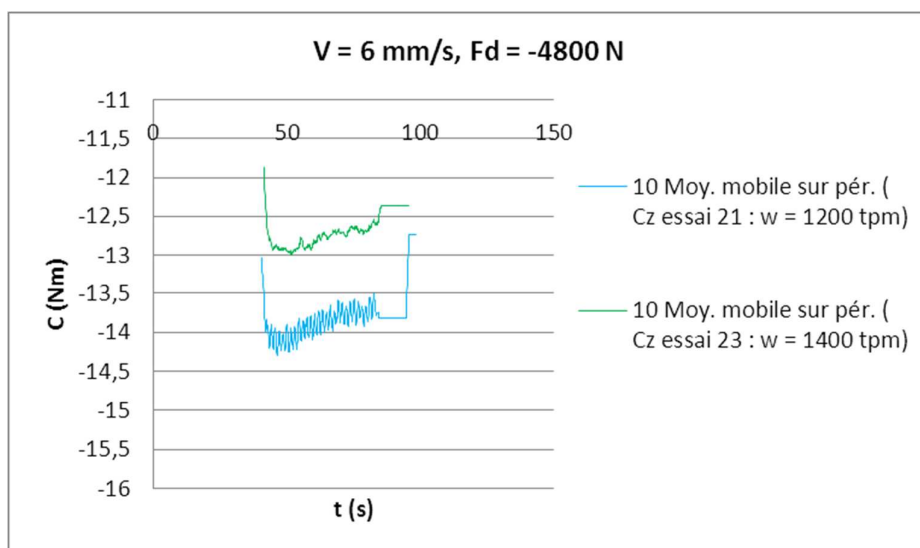


Figure V-40 : Influence de la vitesse de rotation sur le couple axial pour le 2024 à 6 mm/s et 4800 N.

Comme la relation suivante, entre la puissance, le couple et la vitesse de rotation, l'indique, plus la vitesse de rotation augmente, plus le couple diminue (voir Figure V-39) car la puissance fournie au système s'amplifie mais moins rapidement que proportionnellement à la vitesse de rotation.

$$P = \omega \times C_z, \quad \text{V-1}$$

Une autre manière de dire les choses est que la génération de chaleur et la température augmentent avec la vitesse de rotation entraînant une diminution de la contrainte d'écoulement et donc du couple. Cette variation de la valeur du couple est d'autant plus forte que la vitesse de rotation est élevée (voir Figure V-40). Ceci met en évidence un changement de la nature du contact à fortes vitesses de rotation (température plus élevée) ; celui-ci devient plus glissant (Gemme et al. 2010).

Intéressons-nous maintenant à l'influence des paramètres du procédé sur la formation des défauts.

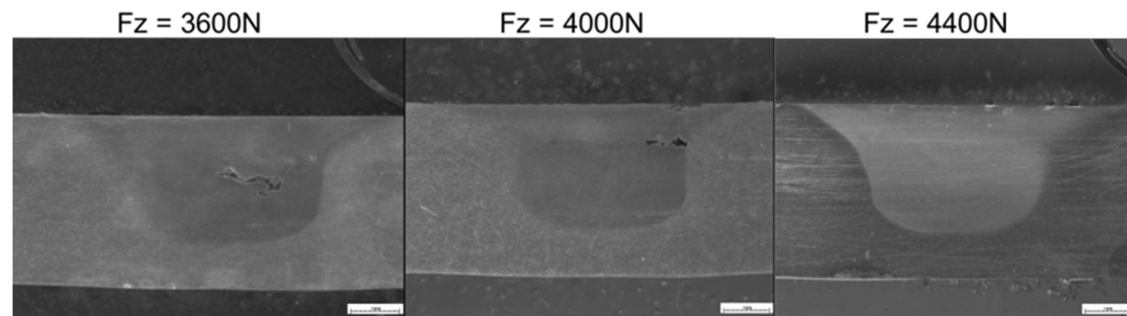


Figure V-41 : Influence de la force axiale imposée, sur la formation de défauts

Lorsque l'effort augmente, la température s'élève et la formation de défauts est réduite (voir Figure V-41). Les macrographies montrent nettement l'influence de l'effort sur la compacité de la soudure. Il est notamment intéressant de noter la transition du trou tunnel (obtenu à 3 600 N) au petit trou situé à l'interface entre les tôles (pour une force de 4 000 N) et finalement à la soudure sans trou (pour une force de 4 400 N).

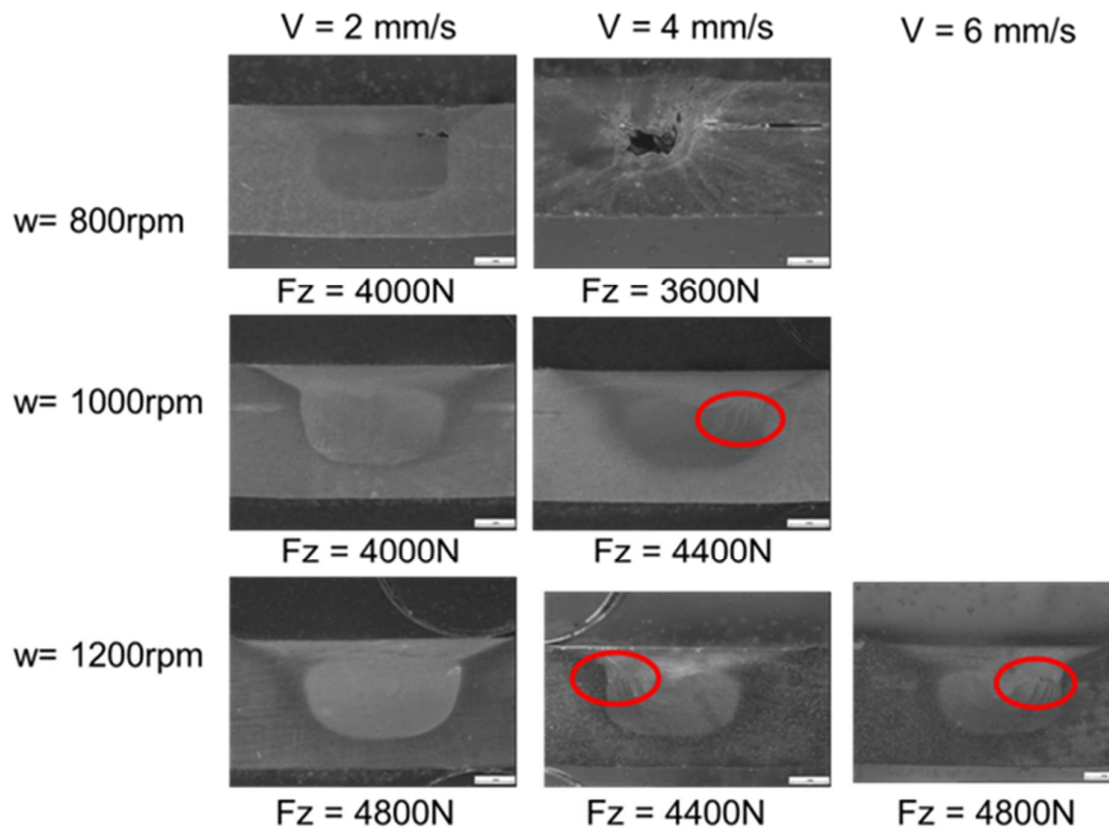


Figure V-42 : Influence de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance sur la formation de défauts pour la configuration en 2024/2024.

Les macrographies de la Figure V-42 montrent l'influence du rapport de soudage (v/ω). Lorsqu'il augmente, nous observons la transition : pas de défauts - petit trou discontinu - trou tunnel continu.

Cette étude de sensibilité a mis en évidence des résultats connus du procédé FSW.

L'influence des deux vitesses d'avance et de rotation, à force constante, sur la température de la soudure et donc sur sa qualité est conforme à ce qui est habituellement observé. Une soudure trop froide due à une vitesse d'avance trop grande ou une vitesse de rotation trop faible, conduit à un mauvais malaxage de la matière (kissing bond) et à l'apparition de défauts macroscopiques de type trous. Il a été noté que le couple augmente avec la vitesse d'avance et diminue avec la vitesse de rotation.

Nous allons ci-après relier ces défauts aux observables des essais que sont le couple axial, la température et les efforts mesurés.

IV.4. Analyse de configurations présentant des défauts

Le premier cas que nous considérons est l'essai 2 de la configuration 7075/7075 où nous avons assisté à un effondrement du matériau car la soudure était trop chaude. La vitesse d'avance est de 2 mm/s, celle de rotation est de 1 200 tpm et la force axiale est de 4 800 N. Le couple (voir Figure V-43), l'effort transverse et l'effort longitudinal (voir Figure V-44) augmentent brusquement tandis qu'une réduction brutale de l'effort axial imposé apparaît (voir Figure V-45).

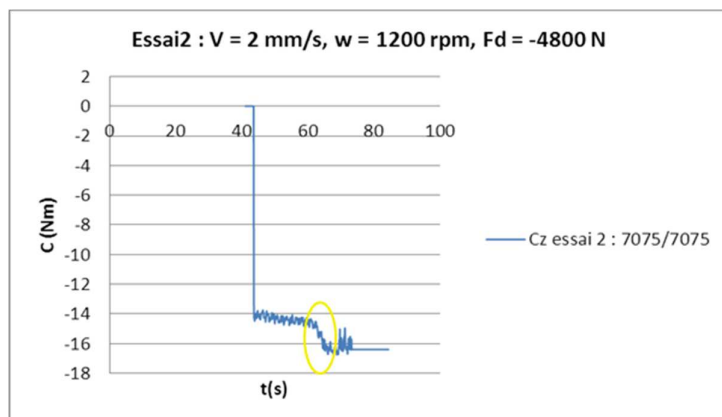


Figure V-43 : Couple axiale mesuré lors de l'essai 2 en 7075.

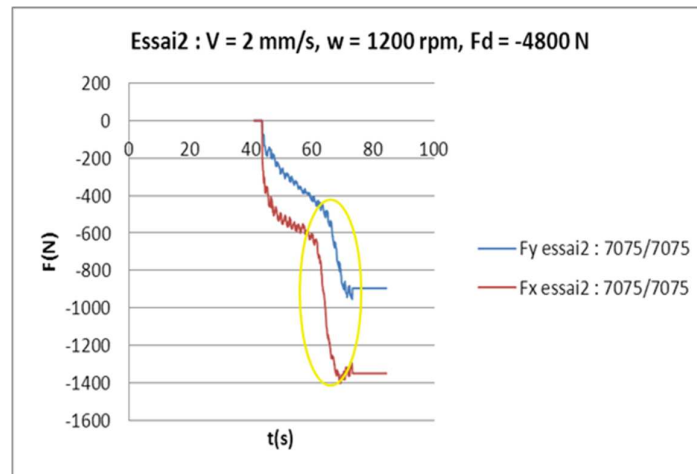


Figure V-44 : Forces longitudinale et transverse mesurées lors de l'essai 2 en 7075.

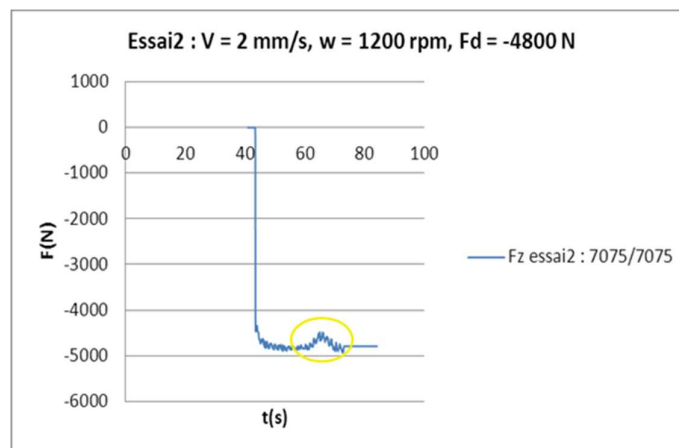


Figure V-45 : Force axiale (imposée) lors de l'essai 2 en 7075.

Un autre cas particulier est l'essai 14 (voir Tableau V-8) avec le matériau 2024. Un trou apparaît en surface au milieu de la ligne de soudure (voir Figure V-46).



Figure V-46 : Trou en surface en milieu de soudure pour l'essai 14 en 2024/2024.

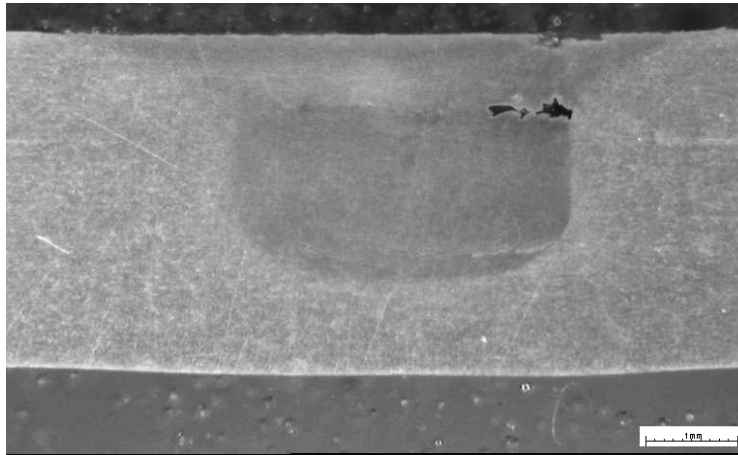


Figure V-47 : Essai 14 en 2024/2024. Macrographies d'une coupe dans le plan perpendiculaire au cordon : apparition d'un trou dû à un manque de pénétration.

Ce défaut de surface est accompagné d'un défaut en profondeur (voir Figure V-47), il se traduit par une diminution du couple axial (voir la courbe en rouge de la Figure V-48) après environ 100 s de soudage, ce qui correspond à 200 mm de cordon de soudure et qui coïncide avec l'apparition du trou en surface. Cette causalité est cohérente dans le sens où il y a moins de matière en rotation. Le phénomène est également visible sur les forces avec un saut des courbes : la force transverse augmente alors que la force longitudinale décroît.

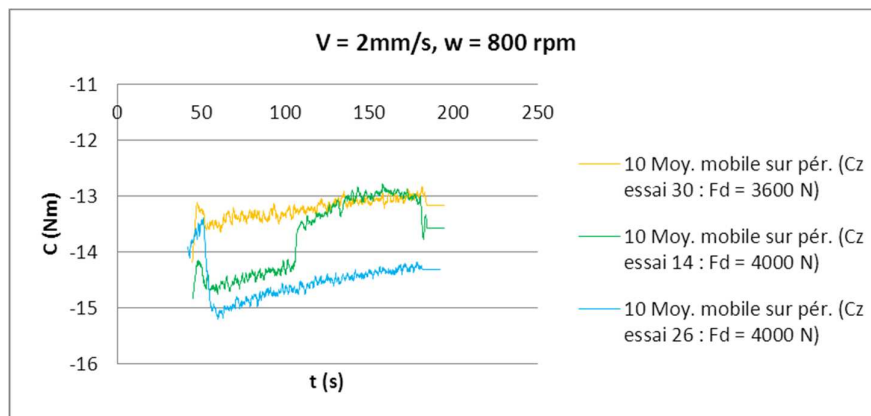


Figure V-48 : Influence de la force axiale imposée sur le couple : trou en milieu de soudure pour l'essai 14.

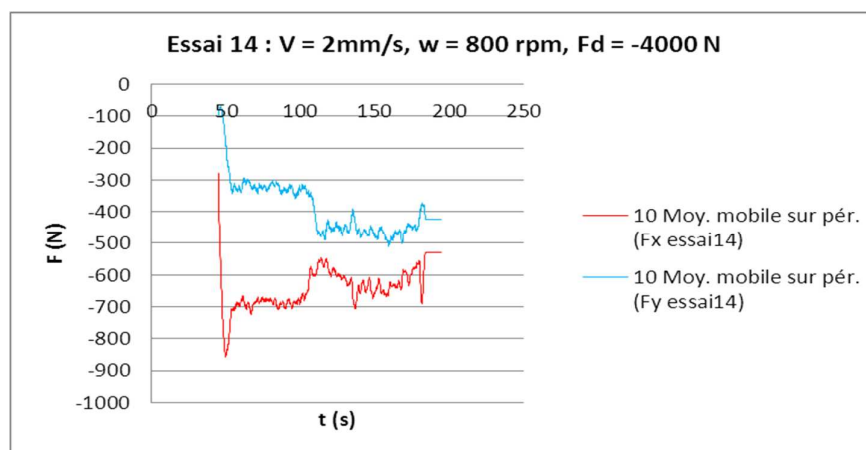


Figure V-49 : Force longitudinale et force transverse pour l'essai 14 avec trou en milieu de soudure.

Nous avons vu que la formation de défauts se traduit sur la réponse mécanique de l'outil : les efforts transverses varient brutalement et le couple diminue. Nous avons également observé le rôle d'une augmentation de la force axiale sur la disparition de ces trous ; cette augmentation va de pair avec une augmentation du couple et une diminution des efforts transverses. Cependant, si cette force devient trop élevée en étant combinée à une vitesse de rotation trop grande, elle conduit à d'autres défauts macroscopiques tels que les bavures ou à des défauts microscopiques tels que le hooking.

V. Conclusion

Plusieurs campagnes expérimentales ont pu être menées avec succès (bonne reproductibilité des essais). Elles nous ont permis d'accumuler de nombreux résultats, tout particulièrement la température dans l'outil, grandeur peu couramment obtenue et qui a nécessité le développement d'un montage spécial pour notre étude.

Nous avons étudié 3 configurations de soudage : 7075/2024, 2024/2024 et 7075/7075 et déterminé les fenêtres de soudage de chacune d'elles. Malgré l'influence du matériau sur les résultats obtenus, la configuration mono-matériau 2024/2024 présente des résultats très proches de la configuration d'étude multi-matériaux 7075/2024 ; en particulier, et c'est le plus important, leurs fenêtres de soudage sont très semblables. Nous pouvons donc raisonnablement remplacer l'étude de la configuration 7075/2024 par celle mono-matériau 2024/2024 dont le comportement est très proche et qui est plus facile à simuler numériquement.

Nous disposons de mesures d'efforts, de couple, de température dans la plaque et dans l'outil. Nous avons également pu estimer le gradient de température dans l'outil et dans la plaque. Nous connaissons, de plus, la sensibilité de ces différentes observables et de l'apparition de défauts aux paramètres du procédé, ce qui constitue une source complémentaire de validation de la simulation numérique.

Le chapitre suivant est consacré à la calibration du modèle numérique pour la configuration de soudage choisie.

Chapitre VI. Vers la calibration du modèle numérique

I.	Introduction	133
I.1.	Objectifs	133
I.2.	Le modèle numérique	134
I. 2. a.	Géométries et paramètres thermiques	134
I. 2. b.	Loi de comportement et de frottement	136
I. 2. c.	Outils à disposition	138
I.3.	L'essai expérimental de référence	139
II.	Analyse thermique du procédé	140
II.1.	Propriétés thermiques des outils et des pièces	141
II.2.	Coefficients d'échanges thermiques	142
III.	Analyse mécanique de la phase stationnaire	145
III.1.	Calibration de la loi de comportement	145
III.2.	Détermination de la loi de frottement	149
III. 2. a.	Influence sur la force	150
III. 2. b.	Influence sur l'écoulement	150
III. 2. c.	Influence sur la température	151
III. 2. d.	Influence sur le couple	153
IV.	Analyse de l'écoulement en ALE	155
IV.1.	Influence du pilotage	156
IV. 1. a.	Pilotage en position	156
IV. 1. b.	Pilotage en force	158
IV.2.	Influence du filetage sur l'outil	161
V.	Sensibilité aux jeux de paramètres du procédé	164
VI.	Conclusion	168

I. Introduction

I.1. Objectifs

Les objectifs de ce chapitre sont de calibrer le modèle numérique à partir des résultats expérimentaux, de valider les résultats de la simulation, sur un essai de référence et sur leurs sensibilités aux conditions expérimentales. En effet le cas de soudage que nous étudions est représentatif des essais décrit au chapitre V mais est différent de celui sur lequel nous avons travaillé au chapitre IV. La configuration est un soudage par recouvrement et non en bout à bout, le matériau et l'outil sont différents et l'échelle est 2 à 3 fois plus petite. Les paramètres inconnus du modèle numérique sont la loi de comportement, les coefficients d'échanges thermiques et tout particulièrement ceux régissant l'outil, creux, rempli de pâte, avec un système de refroidissement, de grandes dimensions devant la zone de soudage. Enfin l'interface outil / matière est à modéliser, c'est-à-dire qu'une loi de frottement est à calibrer pour l'outil scroll. On trouve très peu de publications sur la modélisation de ce genre d'outil (Al-Badour et al. 2013). Tous ces paramètres inconnus complexifient la détermination de la fenêtre de soudage numérique.

La simulation du procédé présente certaines difficultés. En effet, le soudage a un caractère instationnaire de montée en température de l'outil, et conséquemment de la matière, jusqu'à l'obtention d'un état stationnaire qui est délicat à simuler dans des temps de calcul réduits. Nous disposons pour cela de 2 approches. L'approche ALE permet de détecter des soudures froides (avec défauts), de modéliser une force de forgeage imposée et de prédire l'empreinte de contact résultante mais elle ne permet pas de simuler la formation d'un petit défaut qui se dissiperait ensuite rapidement lorsque le procédé s'approche de la phase stationnaire. L'approche eulérienne, quant à elle, ne permet pas de modéliser une force imposée, ce qui nécessite d'effectuer une hypothèse sur la profondeur d'enfoncement de l'outil et ne permet donc pas de recalculer le modèle avec précision sur les forces et les couples mesurés. De même, elle nécessite une hypothèse sur l'aire de contact. Toutefois les calculs sont plus rapides et plus robustes et permettent d'atteindre plus vite un état stationnaire. Enfin, notons que le recalage sur les seuls efforts mécaniques et la température dans la tôle est peu précis car il ne concerne que des valeurs fortement moyennées. Ainsi, pour aller plus loin et plus précisément vers une calibration du modèle, l'utilisation des mesures de température d'outil s'impose. Elle nécessite un calcul thermique multi domaines couplé dans l'outil qui soulève de nombreuses difficultés de modélisation présentées au paragraphe précédent.

La stratégie adoptée est de commencer par contourner le problème de l'apparition des défauts de soudage qui mène à l'impossibilité de poursuivre alors les calculs de manière réaliste, par une formulation eulérienne avec contact bilatéral. Ce problème est rencontré aussi longtemps que la fenêtre de soudage numérique n'a pas été trouvée. Nous commençons donc par caler les paramètres du modèle au mieux dans cette configuration eulérienne avec contact imposé, pour cela nous utilisons le code Forge-ALE-FSW. A la suite de cela, nous basculerons sur une formulation ALE pour prendre en compte l'effort de forgeage, la formation de l'empreinte de contact et l'apparition de défauts éventuels, le code Forge-ALE-new sera alors utilisé. Une fois le modèle recalé, il faudra le valider sur l'ensemble des mesures expérimentales et étudier ses sensibilités aux paramètres du procédé.

I.2. Le modèle numérique

I. 2. a. Géométries et paramètres thermiques

Le domaine de calcul est réduit par rapport à la géométrie réelle afin de diminuer les temps de calcul et de nous intéresser uniquement à la modélisation du soudage dans la zone proche de l'outil. Il est considéré assez large cependant afin que les échanges thermiques sur les bords n'affectent pas la zone thermomécanique de soudage. Nous avons conservé l'épaisseur des tôles des essais de 3,7 mm et nous avons réduit par 3 leur longueur et largeur. Le domaine d'étude est au moins 5 fois plus grand que le diamètre de l'outil (voir Figure VI-1). Ici encore une seule tôle représente les 2 tôles à souder. La taille de maille a été adaptée par rapport au cas du chapitre IV en fonction des dimensions de la tôle et de l'outil. Une taille de maille de 0,19 mm est imposée autour du pion et de 0,42 mm sous l'épaulement (des boîtes de déraffinement du maillage sont ensuite définies lorsqu'on s'éloigne de l'outil ; la taille de maille aux bords de la tôle est de 4 mm. Le maillage de la tôle contient au total 11 000 nœuds. La géométrie et le maillage utilisés dans ces simulations sont représentés sur la Figure VI-2. Pour la plaque support la même stratégie de maillage que pour la tôle a été adoptée. Une taille de maille de 1,25 mm est imposée sous la zone du pion et de 2,5 mm sous l'épaulement (des boîtes de déraffinement du maillage sont ensuite définies lorsqu'on s'éloigne de l'outil ; la taille de maille aux bords de la tôle est de 5 mm. Quant à l'outil FSW, nous avons défini une taille de maille de 0,3 mm au niveau du pion et de 0,6 mm au niveau de l'épaulement.

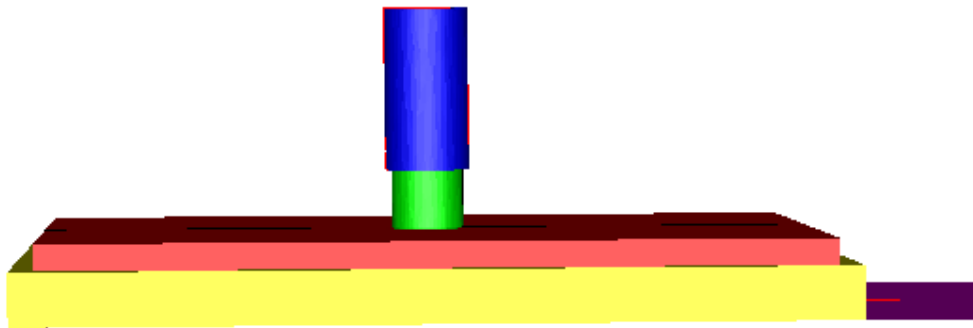


Figure VI-1 : Assemblage global de la tôle (rouge), de l'outil FSW (vert), de la plaque support (jaune), de l'outil pilote (bleu) et du support rigide (violet).

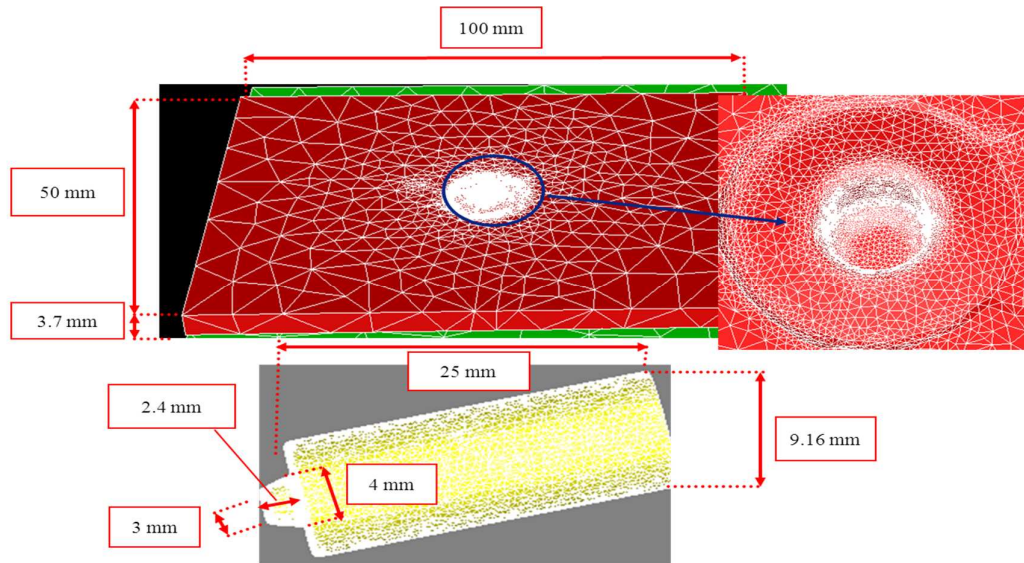


Figure VI-2 : Géométrie et maillage de la tôle et de l'outil FSW.

Les échanges thermiques sont définis par les coefficients de conduction (identiques à ceux pris dans (Guerdoux 2007)) entre les outils et la tôle, et par les coefficients de convection entre les outils ou la tôle et l'air ; ils sont regroupés dans le Tableau VI-1 et le Tableau VI-2.

(W/m ² .K)	Outil pilote	Outil FSW	Plaque support
Outil FSW	$h_{\text{cond}} = 2 \cdot 10^4$		
Tôle		$h_{\text{cond}} = 5 \cdot 10^4$	$h_{\text{cond}} = 2 \cdot 10^3$

Tableau VI-1 : Coefficients de conduction entre les outils et la tôle.

(W/m ² .K)	tôle	Outil FSW	Plaque support
air	$h_{\text{conv}} = 30$	$h_{\text{conv}} = 20$	$h_{\text{conv}} = 30$

Tableau VI-2 : Coefficients de convection entre l'air et les outils ou la tôle.

Nous effectuons un calcul thermique dans la plaque support et dans l'outil FSW. Ceci nécessite d'introduire (dans Forge®) un outil rigide de maintien, que nous nommerons « outil pilote », permettant de transmettre la cinétique à l'outil FSW et de fixer les conditions aux limites en température à la surface de l'outil FSW (voir Figure VI-1). De la même manière, la plaque support repose sur une « plaque rigide » qui lui impose ses conditions aux limites mécaniques et thermiques (voir Figure VI-1).

Les outils rigides (plaque rigide et outil pilote) ont une température fixe de 20°C, la température de l'outil pilote représente en fait une condition aux limites sur l'outil FSW sur une hauteur de 20 mm (voir Figure VI-1), ceci correspond au support sur lequel l'outil FSW est fixé en essai qui est à température ambiante. La température initiale de la plaque support est uniforme et de 20°C. Celle de l'outil FSW est de 50°C dans la zone de l'épaule et du pion (afin d'accélérer l'initialisation des calculs), et de 20°C dans le reste de l'outil (voir Figure VI-3). Les conditions initiales en température dans la pièce sont représentées sur la Figure VI-4, nous avons initialisé un champ de température de

300°C proche de l'outil puis dégressif à 20°C lorsqu'on s'y éloigne afin d'accélérer l'initialisation des calculs.

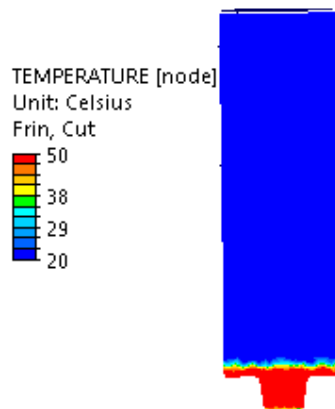


Figure VI-3 : Champs initial de température dans l'outil.

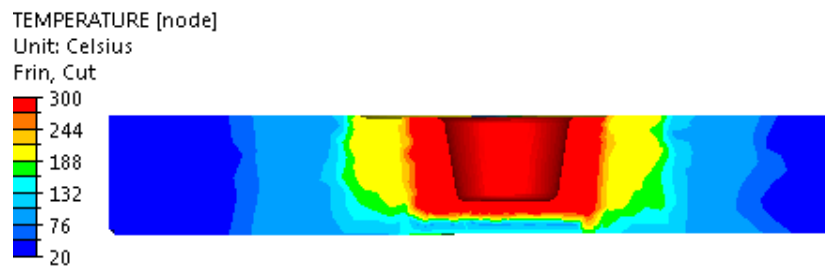


Figure VI-4 : Champs initial de température dans la tôle.

Les propriétés thermiques des matériaux des outils et de la tôle à 25°C sont répertoriées dans le Tableau VI-3. Nous faisons l'hypothèse que ces valeurs ne varient pas avec la température, elles sont considérées comme constantes dans les calculs :

	Tôle en 2024	Outil FSW en acier Z38CDV5	Plaque support en acier	Support rigide	Outil pilote
Conductivité (W/m.K)	121 000	26 000	35 500		
Capacité thermique (J/kg.K) $\times 10^9$	0,875	0,460	0,778		
Effusivité (J/K.m ² .s ^{-0,5})	17 156	9 659	14 724	11 763	11 763

Tableau VI-3 : Propriétés thermiques des outils et de la tôle à 25°C.

I. 2. b. Loi de comportement et de frottement

Nous rappelons les modèles utilisés pour simuler le soudage par recouvrement tôle/tôle (voir Chapitres III et IV pour plus de détails). La loi de comportement est celle de Norton Hoff dont les coefficients sont thermo-dépendants (voir équation **III-6** Chapitre III.I.1). Nous rappelons que le

matériau atteint un état pâteux lorsqu'il est soumis à l'échauffement induit par le procédé, ce qui le rend particulièrement complexe à modéliser car le comportement de cet état n'est pas très bien connu. Il est donc d'usage d'effectuer une extrapolation des modèles établis à plus basse température et du comportement à l'état liquide ; tout un champ d'extrapolation est donc possible. Pour le matériau de cette étude, l'aluminium 2024 T3, nous avons suivi la même approche que celle utilisée pour le 6061 au chapitre III. Nous négligeons également l'écrouissage qui n'a pas ou peu de rôle dans la zone thermomécaniquement affectée ; c'est-à-dire que le coefficient d'écrouissage est considéré nul et nous fixons les déformations à 0,1 pour établir la consistance du matériau. Nous utilisons une loi rigide viscoplastique, plutôt qu'élastoviscoplastique, en négligeant les déformations élastiques qui jouent uniquement un rôle sur l'établissement des contraintes résiduelles. Ainsi, les déformations et les contraintes n'interviennent pas dans la loi de comportement ; elles peuvent donc ne pas être transportées dans la formulation ALE.

Nous disposons de 2 bases de données sur le comportement du matériau à froid et à chaud, celle du logiciel Forge®, modélisée comme une loi de Hansel-Spittel et que nous nommons la loi *NH-Forge* et celle de Java-based Materials Properties, tabulée et nommée *NH-JmatPro*. Nous choisissons initialement la base de données de Forge® pour déterminer les coefficients K et m de la loi de Norton-Hoff en fonction de la température. Pour ce faire, nous avons repris la tabulation effectuée sur le matériau 6061 et nous l'avons ajusté au matériau 2024. Plus précisément, la plage de température est dérivée de celle du 6061 ainsi que des valeurs des solidus. Le paramètre $m(T)$ est tabulé par analogie avec les valeurs retenues pour le 6061 et la connaissance de quelques valeurs de $m(T)$ à chaud. Le paramètre $K(T)$ est ensuite tabulé à partir de la loi de Hansel-Spittel à chaud, convertie en loi de Norton-Hoff. Enfin, les valeurs aux plus hautes températures sont extrapolées pour que le comportement du matériau soit cohérent avec les températures du solidus et du liquidus. Au voisinage de la température du liquidus, le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation est proche de 1 et la consistance chute à une valeur proche de 0. Nous avons ainsi obtenu les valeurs présentées dans le Tableau VI-4, les courbes de la contrainte en fonction de la température sont tracées sur la Figure VI-5.

T	20	100	150	200	250	300	350	450	500	550	600	641,76	670	700
K	200,13	180	160	140	120	115,31	50	20	5,53	1	0,544	0,05	0,05	0,05
m	0,01	0,013	0,0229	0,0279	0,038	0,049	0,08	0,21	0,79	0,95	1	1	1	1

Tableau VI-4 : Table de thermo-dépendance des coefficients K et m de la loi *NH-Forge* (de comportement de Norton-Hoff).

Un affinement de cette loi *NH-Forge* et sa comparaison avec la loi *NH-JmatPro* seront exposés au paragraphe III.1.

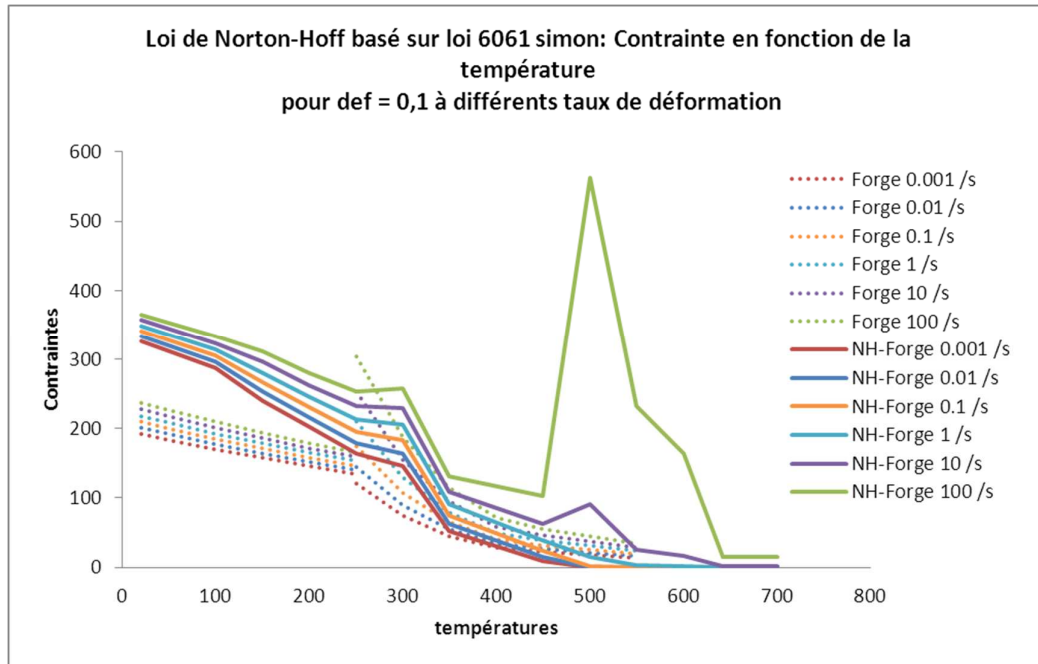


Figure VI-5 : Contrainte en fonction de la température à différents taux de déformation pour la loi *NH-Forge* extrapolée du 2024.

Pour commencer, la loi de frottement retenue et ses coefficients sont identiques à ceux utilisés dans le cas de référence pour le soudage bout à bout du 6061 et étudié au Chapitre IV : loi de frottement de Norton avec $\alpha = 0,4$ et $p = 0,125$. Dans un premier temps, nous ne modélisons donc un filetage (de pas de 1 mm identique à celui des essais) que sur le pion. Nous étudierons plus loin l'influence du filetage de l'épaulement sur la qualité de la soudure.

I. 2. c. Outils à disposition

Nous disposons de deux codes de simulation. Le premier est le code Forge-ALE-FSW que nous utiliserons dans sa version multi-corps afin d'effectuer le calcul thermique dans les outils. Le second est le code Forge-ALE-new, nous l'utiliserons en mono-corps en imposant une température constante dans les outils.

Nous pouvons utiliser ces 2 codes en approche eulérienne et avec un contact bilatéral ou en formulation ALE avec un contact unilatéral. En eulérien, le maillage ne s'adapte pas ; la position de l'outil est imposée et établie au mieux. En ALE, nous pouvons piloter l'outil en vitesse ou en force. Pour Forge-ALE-FSW que nous utiliserons dans sa version multi-corps, il ne sera possible de ne piloter l'outil qu'en vitesse – le pilotage en force étant inopérant. La difficulté est que nous ne connaissons pas l'enfoncement de l'outil dans la tôle, celui-ci dépend en effet de la force de forgeage et ne peut être mesuré avec précision expérimentalement. Avec un tel pilotage, la force devient une résultante et non une donnée d'entrée comme dans les essais. Elle peut varier selon les paramètres du modèle (dont l'enfoncement) et influencer alors sur les résultats obtenus, notamment sur la température. Le pilotage en force, que nous utiliserons donc avec Forge-ALE-new, est quant à lui complexe à mettre au point avec un contact unilatéral, la simulation devant reproduire les oscillations de l'asservissement en effort (qui peuvent se traduire par des pertes de contact et la formation de défauts).

I.3. L'essai expérimental de référence

Les résultats expérimentaux sur lesquels nous souhaitons calibrer notre modèle sont les températures dans l'outil et dans la pièce soudée ainsi que les efforts et le couple axial dans l'outil. L'essai n°29 du Chapitre V que nous prenons comme référence, produit une soudure sans défauts de type trou (voir Figure VI-6) ; il présente une bavure (voir Figure VI-7). La vitesse d'avance est de 2 mm/s, la vitesse de rotation est de 1200 tpm et la force de forgeage est de 4800 N. Les valeurs principales de calibration sont les suivantes :

- le couple C_z n'est pas complètement stabilisé, nous retenons les valeurs en fin de soudure (sur les 10 derniers mm) oscillant dans l'intervalle $[-12,7 \text{ Nm} ; -11,4 \text{ Nm}]$, de moyenne $-12,2 \text{ Nm}$ et d'écart type $0,3 \text{ Nm}$. Nous lui retirons la valeur maximale du couple à vide (de $1,4 \text{ Nm}$) soit un couple de $-10,8 \text{ Nm} \pm 1 \text{ Nm}$,
- les forces transverses et longitudinales sont stabilisées ; les données retenues lors de la phase stationnaire sont les suivantes :
 - la force longitudinale $F_x = [-705 \text{ N} ; -414 \text{ N}]$ avec une moyenne de -561 N et un écart type de 80 N ,
 - la force transverse $F_y = [-401 \text{ N} ; -124 \text{ N}]$ avec une moyenne de -311 N et un écart type de 48 N ,
 les valeurs de référence retenues pour la calibration sont les valeurs moyennes (-561 N et -311 N) avec une incertitude de $\pm 100 \text{ N}$,
- la température dans l'outil au capteur T2 est de $363^\circ\text{C} \pm 40^\circ\text{C}$,
- la température dans la plaque à 11 mm de distance de la ligne de soudure vaut $191^\circ\text{C} \pm 15^\circ\text{C}$.

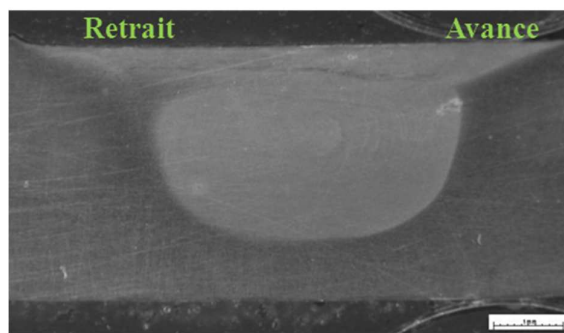


Figure VI-6 : Coupe macrographique de l'essai n°29.



Figure VI-7 : Soudure avec bavure pour l'essai n°29.

Nous précisons qu'un « écoulement correct » est caractérisé par un champ de vitesse asymétrique et en rotation, c'est-à-dire où le champ de vitesse n'est pas opposé à l'avance de l'outil en arrière de pion de

sorte que la matière se recolle correctement. Les vecteurs de la vitesse en arrière de pion doivent donc être tangents à la surface du pion, contrairement à ce que nous visualisons par exemple au bas du pion de la Figure VI-8. De même, si les vecteurs de la vitesse sont dirigés dans le sens opposé à la vitesse de l'outil sur l'épaulement, cela indique que la matière n'est pas correctement entraînée par l'outil.

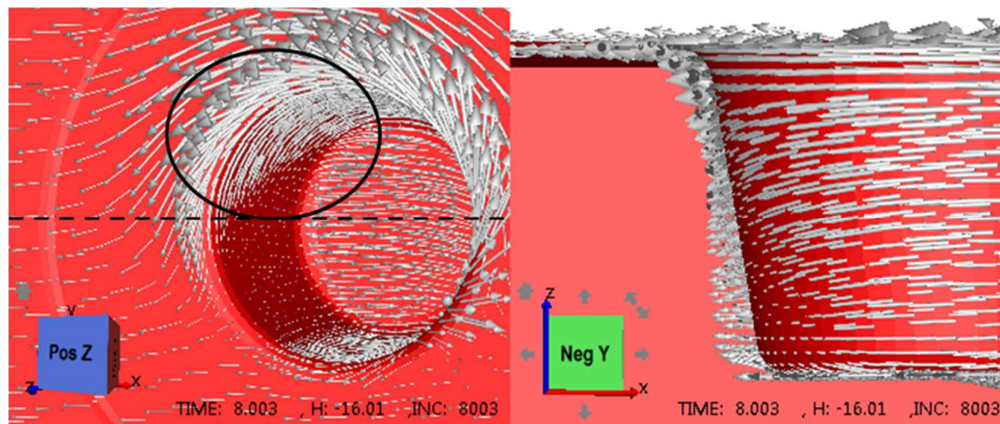


Figure VI-8 : Exemple d'écoulement considéré comme mauvais. Champs des vitesses sous l'épaulement et autour du pion (gauche) et dans le plan de coupe de la ligne de soudure à l'arrière du pion (droite).

II. Analyse thermique du procédé

Les mesures thermiques dans la plaque dont nous disposons présentent une incertitude liée à la précision du capteur (de $\pm 1,5^\circ\text{C}$) et à l'erreur de positionnement du capteur que nous pouvons évaluer à $\pm 0,5$ mm. A partir des résultats du Chapitre V⁵, nous pouvons estimer que l'erreur qui en résulte sur la température est de $\pm 15^\circ\text{C}$. Quant à la température dans l'outil, la précision du capteur est de $\pm 1,5^\circ\text{C}$ mais cette température n'est pas complètement stabilisée et la température maximale est difficile à extrapoler. En conclusion, nous estimons que l'erreur moyenne sur la mesure de température de l'outil est de $\pm 40^\circ$.

Cette étude est réalisée avec Forge-ALE-FSW selon une approche eulérienne avec un calcul thermique dans les outils. Le modèle numérique repose sur des coefficients thermiques difficiles à déterminer (coefficients d'échanges thermiques entre les outils et la pièce) ou dont la valeur n'est connue que de manière approximative ou encore qui varient avec la température (conductivité et capacité thermique). Nous cherchons à évaluer l'influence de ces coefficients sur les résultats de températures et d'efforts ; nous retiendrons les coefficients qui donneront les résultats les plus proches des résultats expérimentaux.

⁵ Nous avons trouvé une estimation du gradient de température dans le plan perpendiculaire à la ligne de soudure pour un jeu de paramètres tels que la vitesse d'avance est de 2 mm/s, la vitesse de rotation est de 1000 tpm et la force est de 4000 N. Pour des capteurs placés à 11,94 et 12,46 mm de la ligne de soudure, le gradient de température moyen est de $15,5^\circ\text{C}$ pour 0,52 mm d'écart. Nous avons également estimé ce gradient pour un jeu de paramètres tels que la vitesse d'avance est de 4 mm/s, la vitesse de rotation est de 1000 tpm et la force est de 4400 N. Pour des capteurs placés à 11,67 et 11,93 mm de la ligne de soudure, le gradient de température moyen est de 5°C pour 0,26 mm d'écart. Ce gradient bien que non linéaire semble être plus faible ce qui est peut-être dû à la vitesse d'avance doublée. Ces gradients nous donnent une estimation de la précision que l'on recherche pour la mesure thermique dans la plaque, une erreur de $\pm 15^\circ\text{C}$.

II.1. Propriétés thermiques des outils et des pièces

Dans le modèle numérique, les paramètres thermiques des matériaux sont considérés comme étant constants, or ils ne sont évidemment pas les mêmes à froid et à chaud. La conductivité et la capacité thermique du matériau augmentent respectivement de 60% et 30% entre 25°C et 500°C (Lorrain et al. 2009), ce qui correspond à une augmentation de 40% de l'effusivité du matériau (voir Tableau VI-5). Celle-ci se traduit par une baisse de la température dans l'outil d'environ 20°C (5%) (voir Figure VI-9) et une augmentation (de 30%) du couple qui passe de 5,1 Nm à 6,6 Nm.

Conductivité (W/m.K)	190000
Capacité thermique (J/kg.K) $\times 10^9$	1,108
Effusivité (J/K.m ² .s ^{-0,5})	24192

Tableau VI-5 : Coefficients thermiques de la tôle en aluminium 2024 à 500°C.

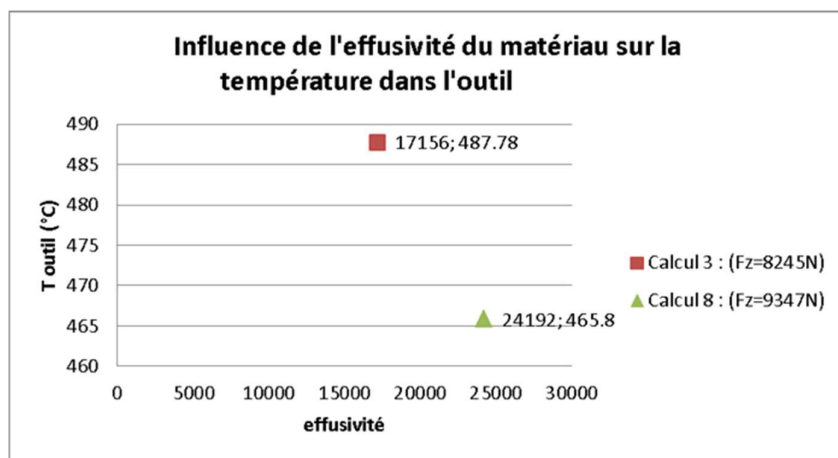


Figure VI-9 : Influence de l'effusivité du matériau 2024 sur la thermique dans l'outil.

La conductivité de la pâte permettant de fixer les thermocouples à l'intérieur de l'outil est composée d'acier inox 316. Sa conductivité est plus faible d'environ 30% (voir Tableau VI-6) que celle de l'acier de l'outil, ce qui se traduit par une diminution de 17% de l'effusivité de l'outil. Celle-ci entraîne une variation négative de la température de l'outil de 3°C seulement (voir Figure VI-10), et aucun changement notable sur la température de la plaque.

Conductivité (W/m.K)	18 000
Capacité thermique (J/kg.K) $\times 10^9$	0,460
Effusivité (J/K.m ² .s ^{-0,5})	8 036

Tableau VI-6 : Coefficients thermiques de l'outil FSW en acier Z38CDV5, conductivité modifiée.

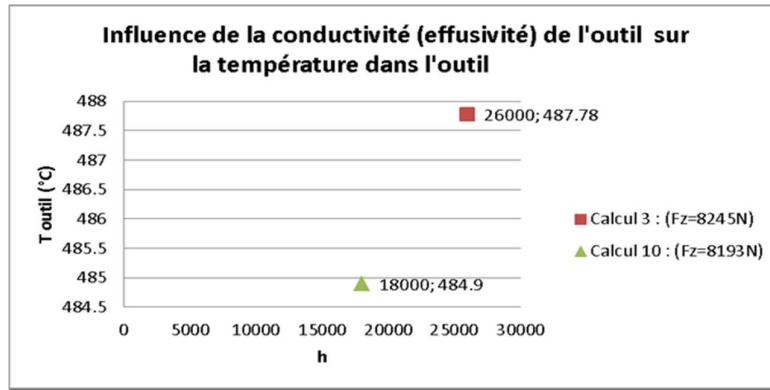


Figure VI-10 : Influence de la conductivité sur la température dans l'outil.

Nous constatons qu'il est préférable de choisir les bonnes valeurs correspondant à la température dans la zone d'interface. Peut-être serait-il intéressant de prendre des coefficients thermo-dépendants. A la suite de l'étude de sensibilité, nous utiliserons les coefficients thermiques de l'aluminium 2024 à 500°C (voir Tableau VI-5). Concernant les propriétés de l'outil, nous conservons les valeurs initiales car nous n'avons pas observé d'influence notable sur nos observables.

II.2. Coefficients d'échanges thermiques

Regardons l'influence des coefficients d'échanges thermiques entre chaque outil et la tôle, et analysons l'influence de la température⁶ imposée à l'outil pilote sur celle de l'outil FSW. En multipliant le coefficient d'échange thermique par 10, nous observons que la température du capteur T2 diminue d'environ 8°C soit moins de 2% de réduction (voir Figure VI-11). Nous n'observons pas de variations notables sur le couple et les forces. Nous en concluons que l'influence de ce paramètre est négligeable vis-à-vis de la température de l'outil.

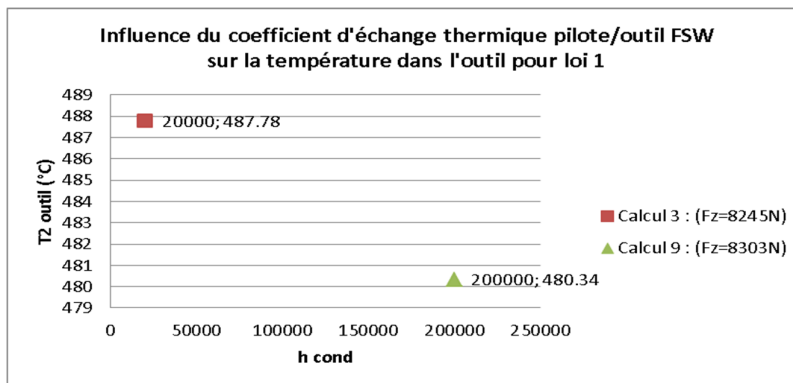


Figure VI-11 : Influence du coefficient d'échange thermique entre l'outil pilote et l'outil FSW sur la thermique dans l'outil.

La dissipation de chaleur dans la plaque support est un phénomène important pour que la température n'augmente pas trop dans la pièce. Les échanges thermiques entre la pièce et le support ne sont pas uniformes (Guedoiri et al. 2011), l'échauffement étant très élevé dans la zone de l'outil. C'est pourquoi nous étudions si la variation du coefficient d'échange entre la tôle et la plaque support a un

⁶ Autrement dit de la température imposée comme condition aux limites sur l'outil FSW modélisé

impact important comme cela a pu être montré dans (Yu et al. 2012). En multipliant ce coefficient par 10, pour une valeur de $20\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$, la température du capteur T2 augmente de 2°C (moins de 0,5% d'augmentation) et elle diminue de 7°C dans le capteur T1 (un peu plus de 1%). Cette augmentation du gradient dans l'outil va dans le sens souhaité mais le gradient calculé est encore bien inférieur au gradient mesuré dans les essais. Nous observons le même type de variation de faible amplitude dans la plaque ; elle diminue d'environ 10°C (plus de 2%) au niveau de l'épaulement et d'environ 35°C dans le bas du pion (soit 8%) (voir Figure VI-12). Le refroidissement de la tôle par le biais de la plaque support entraine une légère amélioration de l'écoulement (voir Figure VI-13) qui est plus en rotation, ce qui est nécessaire à l'obtention d'une bonne soudure. Le couple augmente de 22%, en passant de $5,15\text{ Nm}$ à $6,3\text{ Nm}$, ce qui rapproche des résultats expérimentaux.

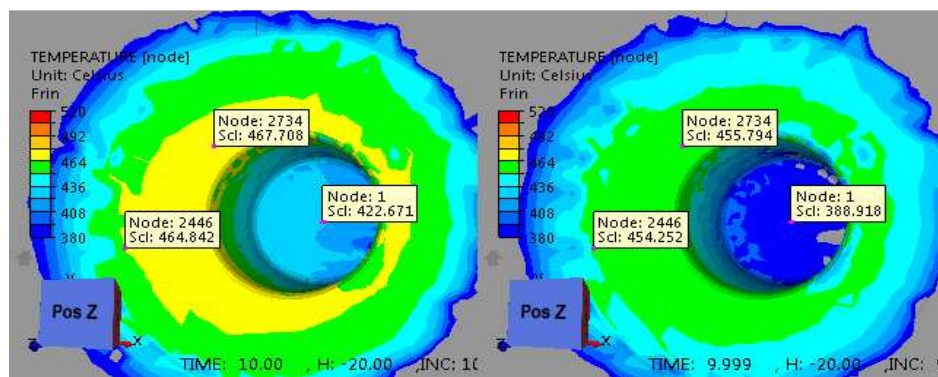


Figure VI-12 : Champ de température dans la tôle :
 $h_{\text{tôle/support}} = 2\,000$ à gauche et $h_{\text{tôle/support}} = 20\,000$ à droite.

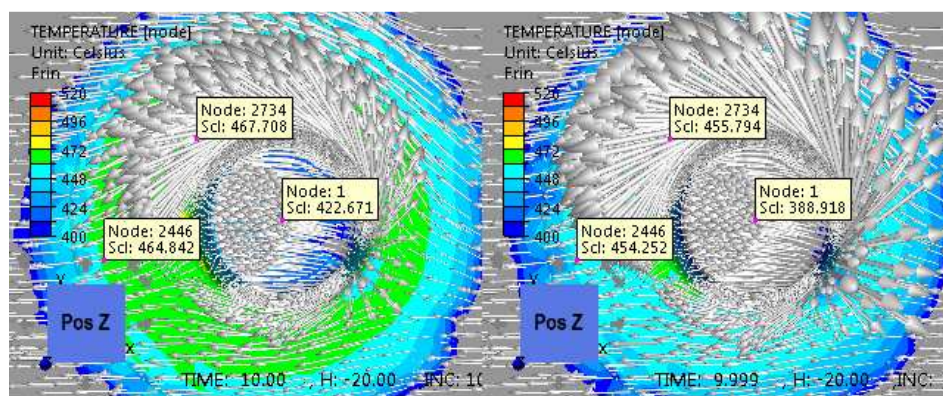
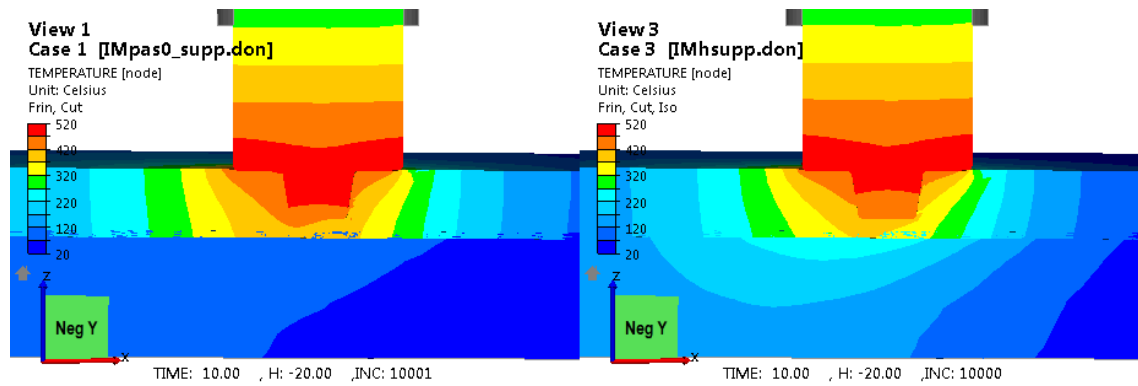


Figure VI-13 : Champ des vitesses matérielles dans la tôle :
 $h_{\text{tôle/support}} = 2\,000$ à gauche et $h_{\text{tôle/support}} = 20\,000$ à droite.

Quant à la plaque support (voir Figure VI-14), nous y observons une augmentation de température de 160°C : la température a été plus que doublée.



**Figure VI-14 : Champ de température dans la tôle et la plaque support :
 $h_{\text{tôle/support}} = 2\,000$ à gauche et $h_{\text{tôle/support}} = 20\,000$ à droite.**

L'ajustement du coefficient d'échange entre la tôle et la plaque support ne permet donc pas de diminuer l'échauffement dans l'outil ni d'en augmenter le gradient significativement. En revanche, il permet de diminuer la température dans la plaque et ainsi d'améliorer l'écoulement tout en augmentant la valeur du couple.

Nous nous intéressons maintenant aux échanges thermiques entre l'outil FSW et la tôle. Le scroll présent sur l'épaulement et le filetage présent sur le pion augmentent la surface de l'outil en contact avec la pièce. Cette augmentation de la surface d'échange entraîne une plus grande chaleur générée par frottement et par conduction. Nous multiplions le coefficient d'échange par 2 pour modéliser la présence de ce scroll, soit une valeur de $100\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$.

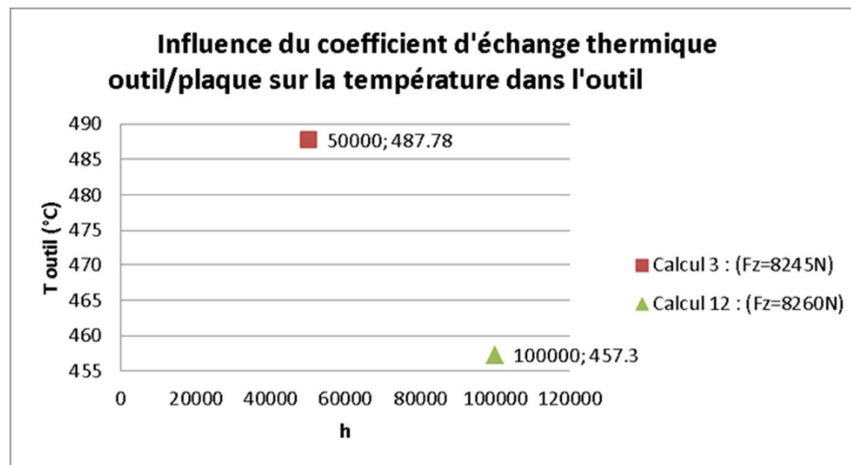


Figure VI-15 : Influence du coefficient de conduction entre l'outil FSW et la tôle sur la thermique dans l'outil.

La force est quasiment inchangée. La température de l'outil diminue de 30°C (soit 6% en valeur relative) (voir Figure VI-15) et l'erreur expérimentale est ainsi réduite de 8%. Cette diminution de température n'augmente (en valeur absolue) que faiblement le couple de -5.1 Nm à -5.2 Nm car la température dans la tôle (voir Figure VI-16) et dans le support ne change quasiment pas. Ce coefficient a donc nettement plus d'influence que le précédent sur la thermique dans l'outil.

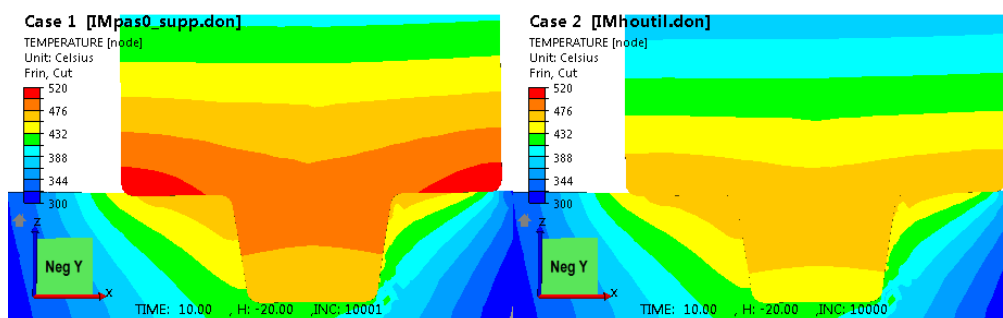


Figure VI-16 : Plan de coupe dans la ligne de soudure : champs de température dans l'outil et la tôle. A gauche : $h = 50\,000\text{ W/m}^2\text{K}$, à droite : $h = 100\,000\text{ W/m}^2\text{K}$.

En conclusion, afin de diminuer la température dans l'outil, initialement supérieure de 125°C à la mesure expérimentale, nous retenons le coefficient d'échange thermique (entre l'outil FSW et la tôle)⁷ de $100\,000\text{ W/m}^2\text{K}$. Cette valeur sera utilisée dans une simulation finale à la suite de l'étude de sensibilité complète. Nous précisons que nous ne disposons pas d'autres indications pour justifier cette nouvelle valeur.

L'analyse de sensibilité des coefficients d'échanges thermiques et des propriétés thermiques des matériaux a permis de mieux comprendre l'influence de ces paramètres, nous permettant de réduire la valeur de la température dans l'outil tout en augmentant celle du couple. Cependant, ces valeurs restent encore éloignées des valeurs expérimentales, et à ce stade l'écoulement n'est pas assez rotatif de sorte qu'un décollement se produirait certainement si nous considérions un contact unilatéral. Nous allons à présent effectuer une analyse mécanique du problème en testant l'influence des lois de comportement et de frottement.

III. Analyse mécanique de la phase stationnaire

Cette étude est réalisée avec Forge-ALE-FSW selon une approche eulérienne. Nous rappelons que nous ne pouvons piloter l'outil ni en force ni en vitesse. Sa position qui est mal connue expérimentalement est donc imposée au mieux (enfoncement de l'outil dans la tôle de $0,08\text{ mm}$). La force devient un résultat du modèle numérique. L'objectif de cette étude est de calibrer les lois de comportement et de frottement afin de retrouver les efforts et les couples expérimentaux. Nous rappelons que la précision de la mesure du couple est de $\pm 1\text{ Nm}$, nous espérons donc obtenir une erreur de cet ordre de grandeur. Quant aux efforts, ils oscillent autour d'une valeur moyenne de $\pm 150\text{ N}$ dans le sens longitudinal et transversal. La précision est de $\pm 100\text{ N}$ dans la direction verticale, expérimentalement imposée à 4800 N .

III.1. Calibration de la loi de comportement

L'écoulement obtenu avec la première loi tabulée *NH-Forge* (voir Tableau VI-4) n'est pas caractéristique (voir Figure VI-13 gauche) d'une bonne soudure telle qu'obtenue expérimentalement, et l'ajustement des paramètres thermiques ne permet pas de le modifier significativement. Nous remettons donc en cause cette loi en nous basant sur les 2 bases de données disponibles mentionnées

⁷ Le coefficient d'échange entre la tôle et la tôle support de $2\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ sera finalement conservé, celle de $20\,000\text{ W/m}^2\text{K}$ ayant provoqué un refroidissement trop important accompagné d'un trou lors d'une simulation avec contact unilatéral lors de l'étude en ALE.

en début de chapitre. Ces 2 bases sont extrapolées en négligeant l'écrouissage (et en fixant les déformations à 0,1) avec une loi de Norton-Hoff à coefficients thermo-dépendants.

Nous affinons la loi de comportement *NH-Forge* dont nous avons tabulé les coefficients K et m plus haut. En effet cette tabulation avait été ajustée en partant de la tabulation effectuée pour le matériau 6061. Or le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation varie beaucoup dans la plage de température de soudage, ce qui se traduit par des sauts sur la courbe des contraintes en fonction de la température pour de fortes vitesses de déformation (voir Figure VI-5). Nous pouvons également voir sur cette figure que la loi *NH-Forge* ne correspond pas parfaitement à la loi originale de Hansel-Spittel à chaud, la consistance étant trop élevée. La base de données de Forge® nous donne les lois de Hansel-Spittel à froid et à chaud ; elles nous permettent de calculer le couple $(\dot{\epsilon}, \bar{\sigma})$ pour une température et des déformations fixes. Nous en déduisons le coefficient $m(T)$ par la relation :

$$m(T) = \frac{\ln(\bar{\sigma})}{\ln(\dot{\epsilon})} \quad \text{VI-1}$$

La tabulation est ajustée avec une valeur de $m(T)$ tendant vers 0 au voisinage de 20°C et tendant vers 1 au voisinage du liquidus de 640°C. Le coefficient $K(T)$ est ensuite calculé à partir de la contrainte du matériau et de la valeur du coefficient $m(T)$, pour la température, les déformations et les taux de déformations fixés. Selon la même approche, nous tabulons les coefficients $m(T)$ et $K(T)$ à partir de la base de données *JmatPro*. Les valeurs obtenues sont données dans le Tableau VI-7 et le Tableau VI-8. La comparaison des courbes contraintes – températures obtenues avec ces deux modèles avec les 2 bases de données pour différents taux de déformations est présentée sur la Figure VI-17 et la Figure VI-18.

T	20	350	431,72	500	641,76	700
K	300,13	43	23	17	0,1	0,05
m	0,01	0,08079	0,08079	0,08079	1	1

Tableau VI-7 : Loi de comportement *NH-Forge2* de Norton-Hoff basée sur la base de données Forge®.

T	20	350	431,72	500	641,76	700
K	300,13	70	46	34	0,05	0,05
m	0,01	0,07	0,08079	0,08079	1	1

Tableau VI-8 : Loi de comportement *NH-JmatPro* de Norton-Hoff basée sur Jmatpro.

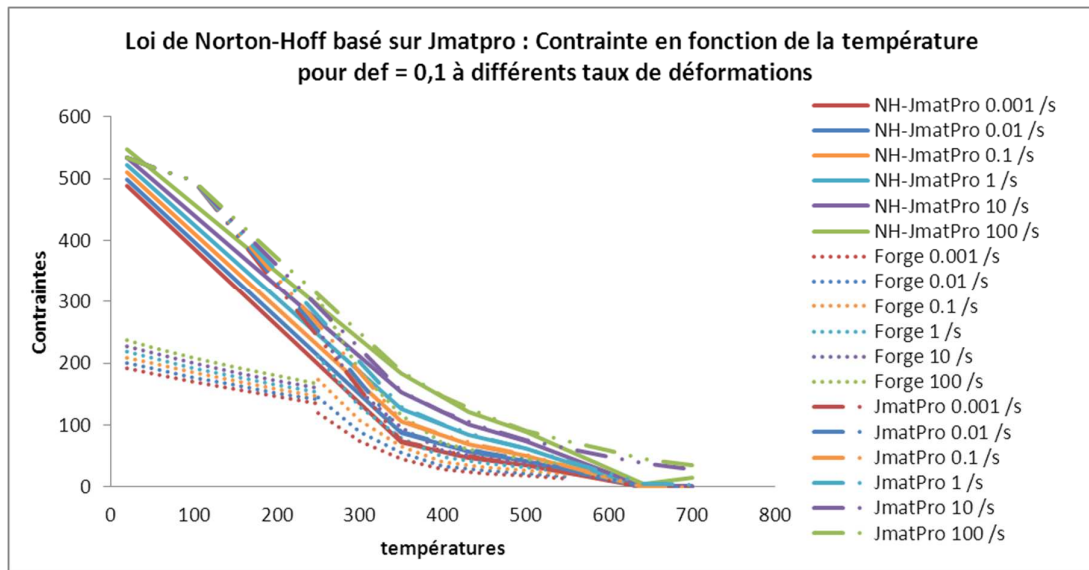


Figure VI-17 : Courbe de contraintes – température pour différents taux de déformations pour la loi *NH-JmatPro*.

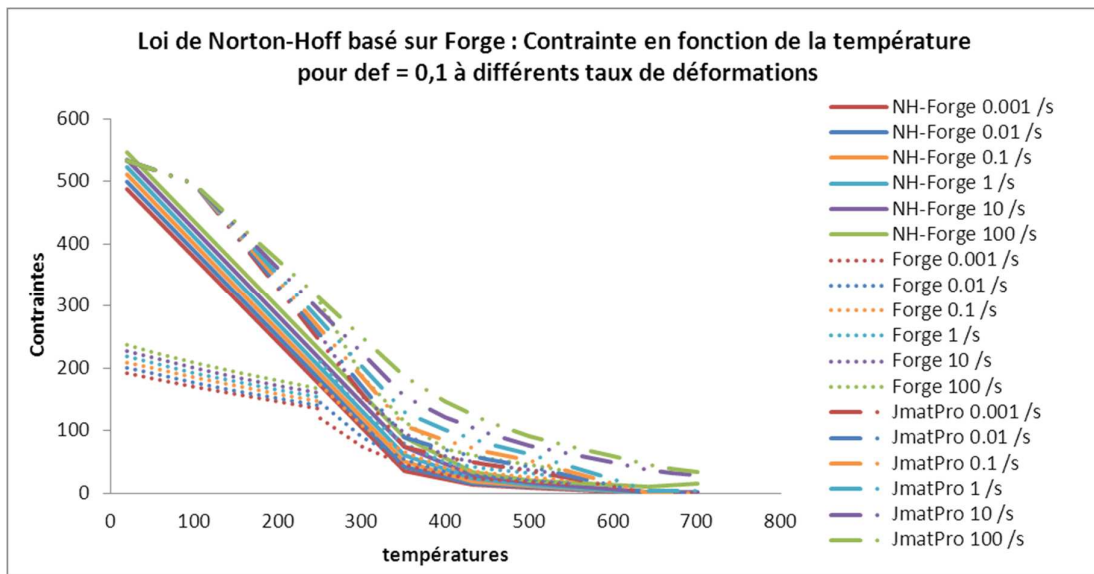


Figure VI-18 : Courbe de contraintes – température pour différents taux de déformations pour la loi *NH-Forge2*.

Nous allons maintenant comparer ces 2 lois en analysant l'écoulement résultant. Avec la nouvelle loi *NH-Forge2*, à température donnée, la consistance du matériau est plus faible qu'avec la loi *NH-JmatPro*. La matière plus fluide, est plus facilement entraînée par la rotation de l'outil : un écoulement rotationnel est nettement visible sur la Figure VI-19-droite contrairement au cas avec la loi *NH-JmatPro* où l'écoulement est essentiellement dû à l'avancée du pion (Figure VI-19-gauche). L'entraînement de la matière autour de l'outil étant une caractéristique d'une soudure sans défauts, nous en concluons que l'écoulement fourni par la loi *NH-Forge2* est le plus proche de celui qui se produit réellement.

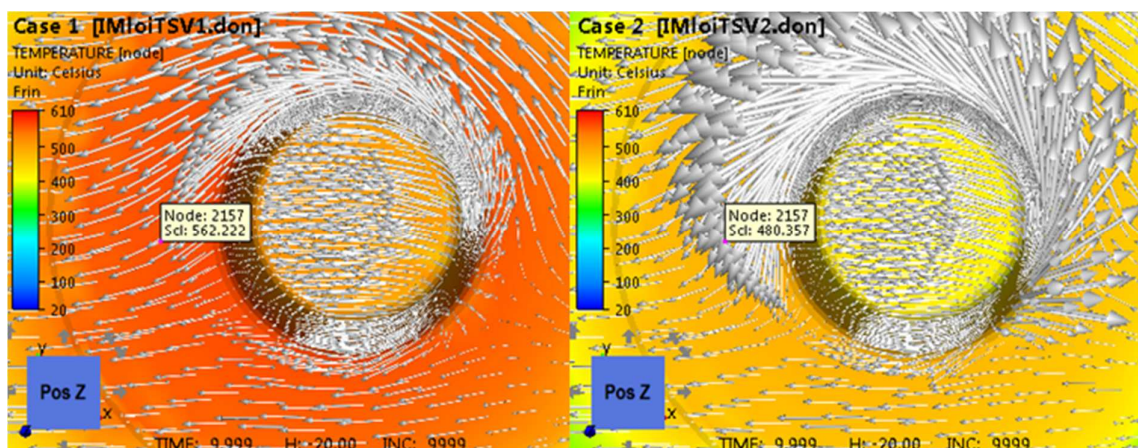


Figure VI-19 : Champs des vecteurs de la vitesse matérielle et valeur de la température pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

Avec la loi *NH-Forge2*, à contrainte donnée, la température du matériau est plus faible qu'avec la loi *NH-JmatPro* (voir Figure VI-19 et Figure VI-20). La température du matériau est même trop élevée avec la loi *NH-JmatPro*. Elle dépasse la valeur du solidus, alors que la température de soudage est généralement comprise entre 70% et 90 % de la température de fusion⁸, ce qui fait entre 352°C et 575°C pour le 2024. Par ailleurs, la température à 10,96 mm de la ligne de soudure est expérimentalement de 190°C. Le modèle avec la loi *NH-Forge2* donne une valeur de 196°C tandis qu'avec *NH-JmatPro* il donne 230°C. En effet, plus la consistance du matériau est élevée (avec *NH-JmatPro*), plus la température dans la tôle et l'outil sont élevées (voir Figure VI-21). Une augmentation de température de 90°C (20%) dans la tôle répond à une multiplication par presque deux de la consistance. Les résultats obtenus avec la loi *NH-Forge2* donnent donc une température dans l'outil plus faible qu'avec la loi *NH-JmatPro* et par conséquent plus proche des résultats expérimentaux.

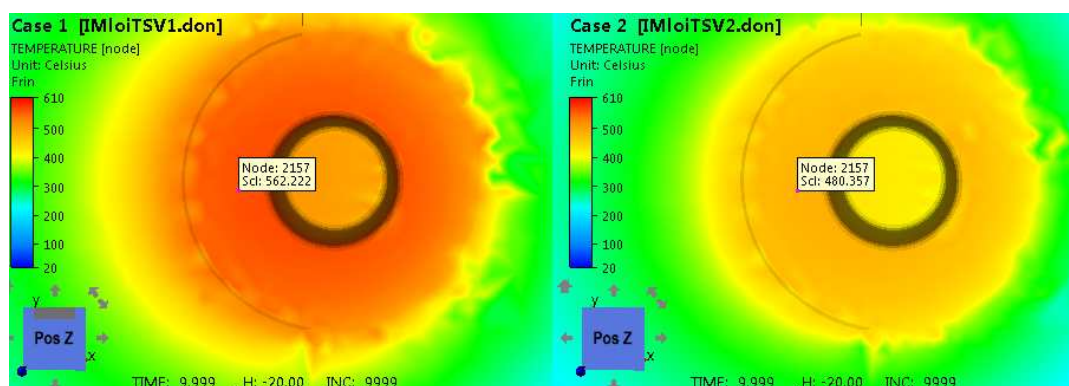


Figure VI-20 : Champs de température dans la tôle pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

⁸ NB : pour le 2024, la température du solidus est égale à 502°C et celle du liquidus est égale à 638°C

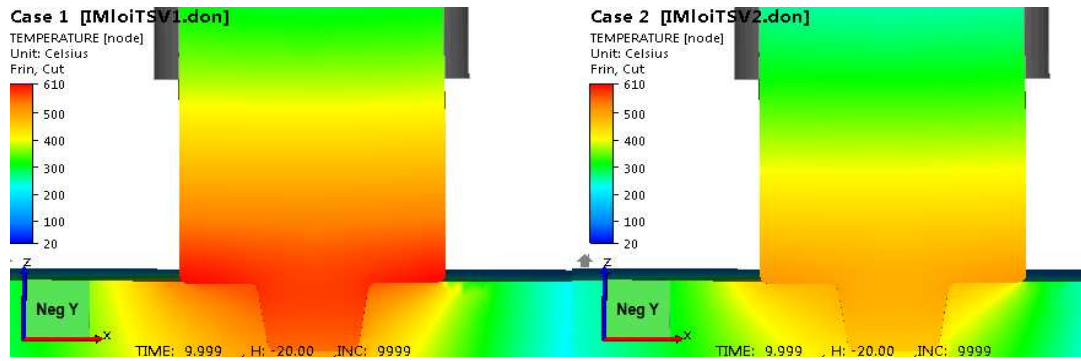


Figure VI-21 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champ de température dans l'outil pour la loi *NH-JmatPro* à gauche et la loi *NH-Forge2* à droite.

La loi *NH-Forge2* permet à la fois d'améliorer l'écoulement et de réduire l'erreur sur la température dans l'outil. En revanche, son effet sur le couple est négligeable ; la valeur obtenue est semblable à celle fournie par la loi de comportement prise jusque-là (*NH-Forge*) et comme le couple augmente avec la consistance du matériau, la loi *NH-Forge2* donne un couple plus faible que la loi *NH-JmatPro* (voir Figure VI-22).

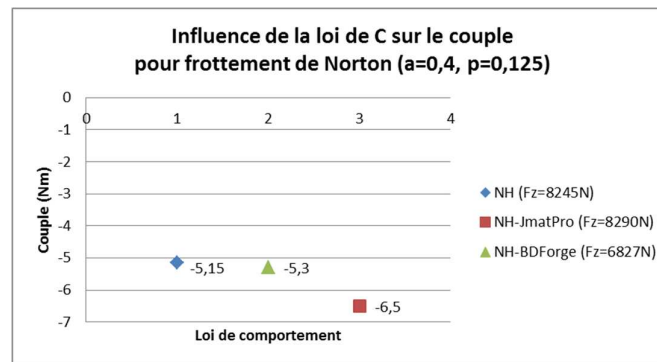


Figure VI-22 : Influence de la loi de comportement sur le couple.

Avec cette nouvelle loi de comportement (*NH-Forge2*), une effusivité du 2024 égale à $24\,192 \text{ J/K.m}^2.\text{s}^{-0,5}$ (voir Tableau VI-5) et un coefficient d'échange entre l'outil FSW et la tôle égal à $100\,000 \text{ W/m}^2.\text{K}$ (voir Figure VI-15), la température dans l'outil diminue de 60°C (de 487°C à $424,5^\circ\text{C}$) soit de 13%. Ceci diminue l'erreur par rapport à l'expérimental qui passe de 34% à 17%, réduite de moitié. Le couple passe de 5,3 Nm à 6,7 Nm.

III.2. Détermination de la loi de frottement

Le frottement est un phénomène difficile à modéliser et faisant encore l'objet de débats scientifiques, tout en étant un point très important pour le procédé. Dans notre cas la difficulté est amplifiée par l'utilisation d'un outil avec scroll dont le comportement est différent de celui d'un simple filetage. Le modèle de filetage proposé (voir équation *III-89* et *III-90* Chapitre III.III. 3. a) sera analysé par la suite ; une alternative est de modéliser un frottement moyen fort en utilisant une loi simple de Coulomb (voir équation *III-18* Chapitre III.I.1) ou de Norton (voir équation *III-17* Chapitre III.I.1). En effet, le contact outil/pièce est plus adhérent avec un outil possédant un épaulement scrollé qu'avec un épaulement lisse (Al-Badour et al. 2013) car la matière est piégée dans les canaux du scroll

et est ainsi plus cisailée. Nous rappelons que seul un filet de pas de vis d'1 mm est modélisé sur le pion comme dans les essais.

Nous avons comparé les 2 types de frottement. Le frottement de Coulomb limité par le critère de Tresca dépend de la pression de contact et de la contrainte d'écoulement. Le frottement de Norton dépend de la vitesse de glissement et de la consistance du matériau. Les coefficients de référence pris pour le frottement de Norton ($\alpha = 0,4$; $p = 0,125$) jusque-là sont ceux qui ont été calibrés sur la configuration du Chapitre IV pour un épaulement lisse et concave. Pour le frottement de Coulomb, nous avons testé plusieurs couples de paramètres en commençant par celui que nous retrouvons dans de nombreuses publications ($\mu = 0,3$; $\bar{m} = 0,6$). Nous n'exposons ici que les jeux de paramètres les plus satisfaisants notamment ceux qui donnent un écoulement le plus en rotation.

III. 2. a. Influence sur la force

Lorsque le frottement augmente, le matériau atteint des températures plus élevées, devient plus ductile et présente moins de résistance à l'outil. Ainsi à force constante celui-ci devrait s'enfoncer davantage dans la tôle. En eulérien sa position est fixée et constante, la force résultante calculée est bien inférieure à celle d'un asservissement en effort (voir Figure VI-23). C'est pourquoi nous allons uniquement nous attarder sur la valeur du couple et des températures. Nous reviendrons sur les valeurs de forces par la suite.

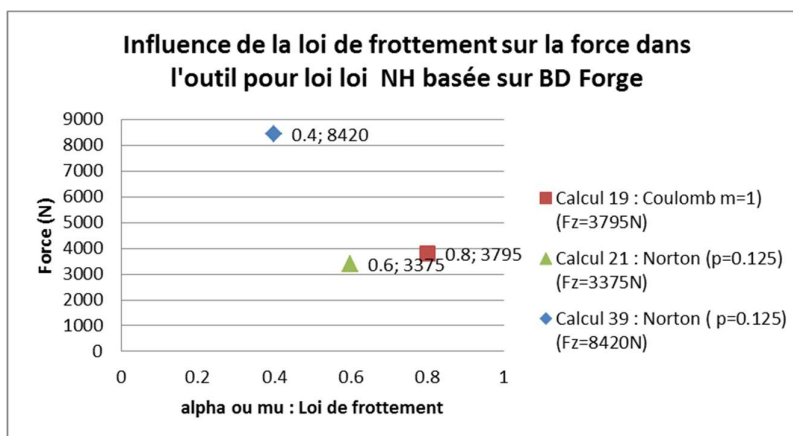


Figure VI-23 : Influence de la force en fonction du frottement avec une approche eulérienne.

III. 2. b. Influence sur l'écoulement

Avec la loi de Norton et les coefficients calibrés sur l'ancienne configuration (chapitre IV), l'écoulement n'est pas satisfaisant (voir Figure VI-24 haut). La matière est très peu entraînée en rotation par le pion ; la vitesse d'avance est trop importante dans la zone arrière du pion par rapport à la vitesse de rotation. En augmentant la valeur du coefficient α de 50% de 0,4 à 0,6, nous améliorons significativement l'écoulement qui devient plus rotatif (voir Figure VI-24 bas gauche). (Assidi et al. 2010) et de nombreux autres auteurs montrent que le frottement de Coulomb avec $\mu = 0,3$ est plus adapté au FSW. Nous avons donc testé cette valeur ainsi que $\mu = 0,6$, ce qui n'a pas été satisfaisant car l'écoulement n'était pas assez en rotation. En changeant de valeur avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$, l'écoulement devient très rotatif : l'ordre de grandeur du champ des vitesses est multiplié par 10 et la vitesse de rotation devient nettement prépondérante devant celle d'avance.

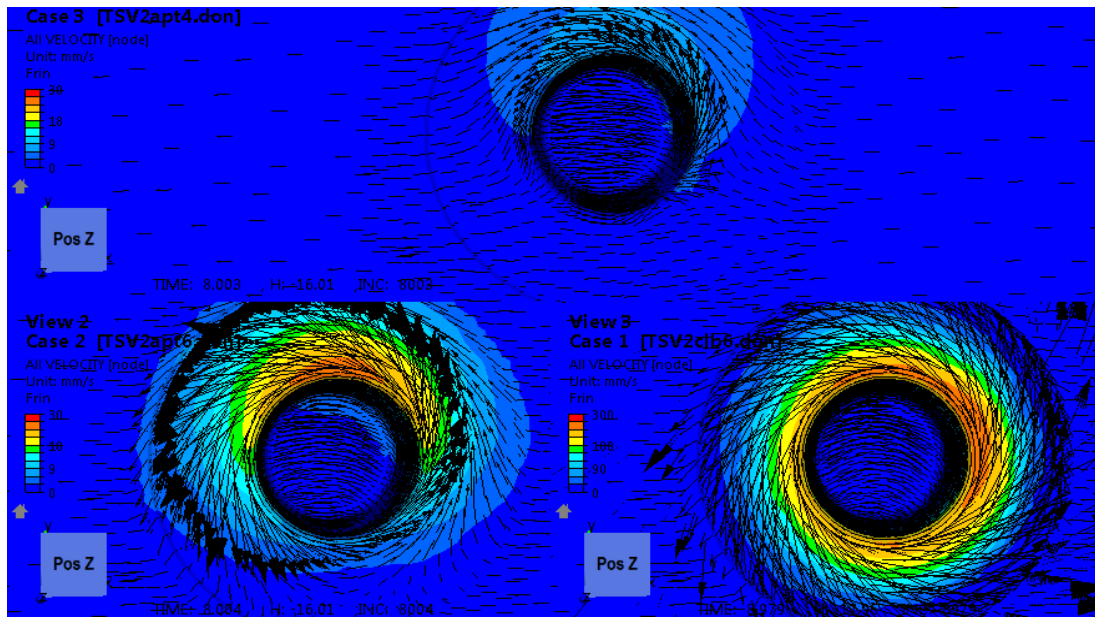


Figure VI-24 : Isovaleurs et vecteurs des vitesses. Haut : frottement de Norton avec $\alpha = 0,4$ et $p = 0,125$; bas à gauche : frottement de Norton avec $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$; bas à droite : frottement de Coulomb avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$.

III. 2. c. Influence sur la température

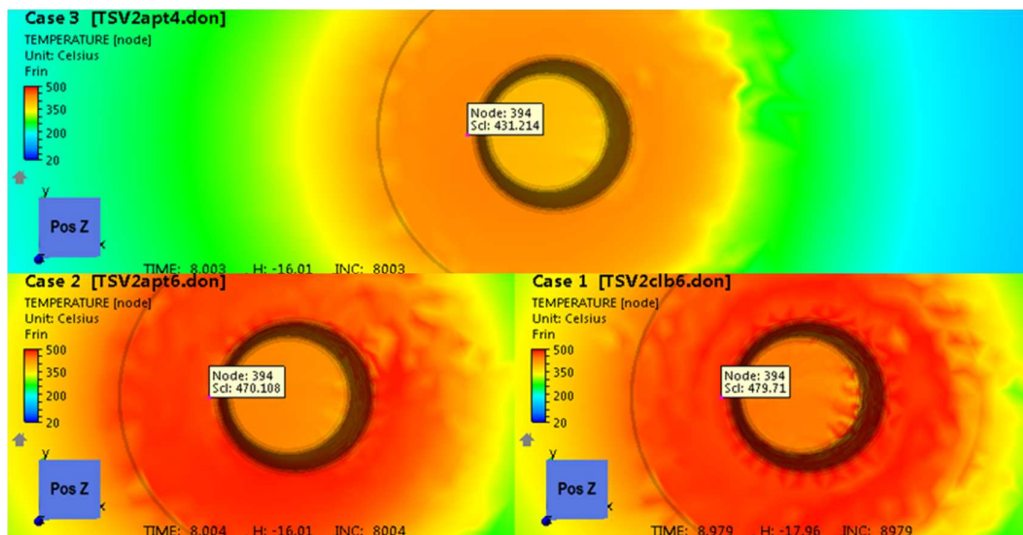


Figure VI-25 : Champs de température. Haut : frottement de Norton avec $\alpha = 0,4$ et $p = 0,125$; bas à gauche : frottement de Norton avec $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$; bas à droite : frottement de Coulomb avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$.

En augmentant le coefficient de frottement de Norton α à 0,6, nous notons une augmentation de la température d'environ 40°C dans la plaque (voir Figure VI-25 haut et bas gauche). Dans l'outil (voir Figure VI-26 haut et bas gauche), la température en T2 passe de 425°C à 474°C soit une augmentation d'environ 50°C qui contribue à augmenter l'écart vis-à-vis des mesures expérimentales qui passe ainsi de 60°C (17%) à 110°C (31%). En utilisant le frottement de Coulomb avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$,

l'augmentation de température dans la plaque est un peu plus élevée avec 50°C. Pour le capteur T2, l'augmentation est un peu moins élevée avec 40°C.

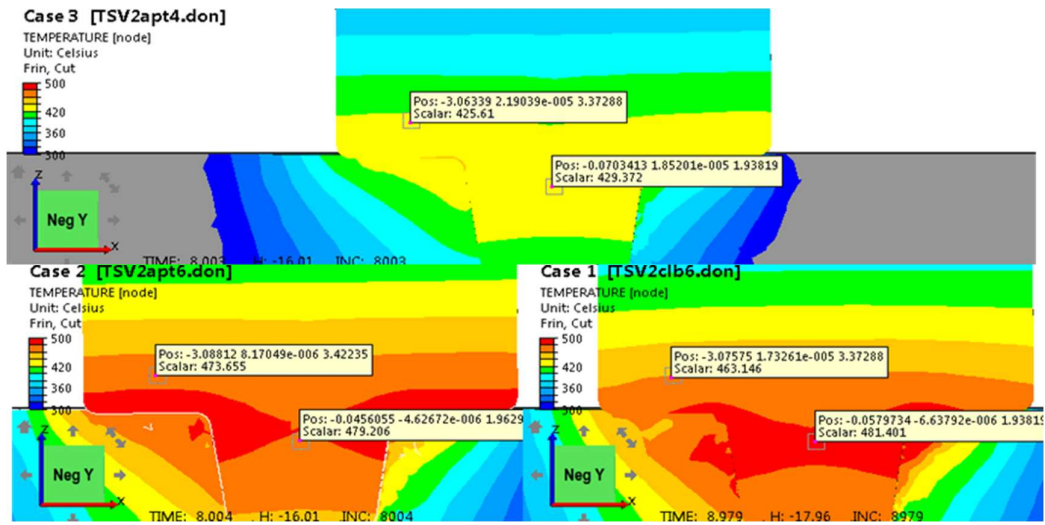


Figure VI-26 : Champs de température dans le plan de coupe suivant la ligne de soudure. Haut : frottement de Norton avec $\alpha = 0,4$ et $p = 0,125$; bas gauche : frottement de Norton, $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$; bas droite : frottement de Coulomb, $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$.

Nous remarquons également que le gradient de température dans l'outil est modifié par le frottement (voir Figure VI-26). Avec le frottement de Coulomb, l'échauffement est plus important le long du pion et moins sur la zone externe de l'épaulement tandis que le frottement de Norton dissipe davantage de chaleur dans la zone de l'épaulement. Même si le gradient de température entre les 2 capteurs est plus important avec Coulomb (environ 20°), pour les 2 frottements la température est plus élevée en T1 (au centre de l'outil) alors que les mesures expérimentales donnent T2 supérieur à T1 d'environ 100°C.

Par ailleurs, le frottement de Coulomb dissipe plus de chaleur à l'intérieur de la tôle. Sur la Figure VI-27 où le profil de température dans le matériau dans la zone sous l'épaulement est visible, nous remarquons que le gradient de température n'a pas la même orientation qu'avec le frottement de Norton. Nous notons aussi que le pourcentage d'échauffement dû à la dissipation par déformation plastique est plus important dans le cas du frottement de Coulomb, c'est-à-dire que le contact est davantage collant que glissant (voir dans la suite le Tableau VI-9).

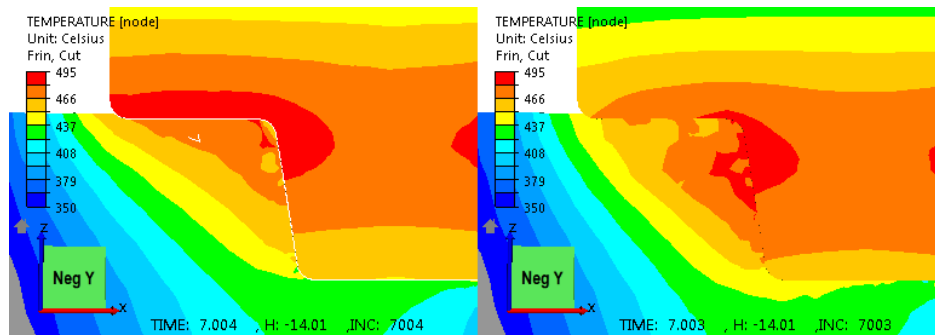


Figure VI-27 : Champs de température dans le plan de coupe de la tôle et de l'outil. Gauche : frottement de Norton avec $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$; Droite : frottement de Coulomb avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$.

Avec le frottement de Coulomb, le champ des vitesses de rotation est donc multiplié par un facteur 10 par rapport au cas de Norton mais la température n'est pas beaucoup plus élevée, seulement d'une dizaine de degrés dans la plaque sous l'épaule. Nous voyons là un argument pour utiliser le frottement de Coulomb dans le sens où il nous permet d'avoir un très bon écoulement sans échauffement significatif du matériau.

III. 2. d. Influence sur le couple

La nature du contact à l'interface entre l'outil FSW et les tôles à souder influence directement la puissance totale délivrée qui est définie par l'équation suivante :

$$P = \omega \times C_z + v \times F_x, \quad \text{VI-2}$$

où $\omega \times C_z$ est la puissance du couple et $v \times F_x$ celle de la force qui est négligeable devant celle du couple.

En passant de $\alpha = 0,4$ à $\alpha = 0,6$ pour le frottement de Norton, nous constatons une augmentation du couple de 0,8 Nm (de 6,7 Nm à 7,5 Nm) soit une variation de 11% (voir Figure VI-28). Ceci nous rapproche de la valeur du couple expérimental qui vaut 10,8 Nm, en réduisant l'erreur de 38% à 30%. Avec le frottement de Coulomb le couple est de 7,4 Nm, ce qui est légèrement inférieur.

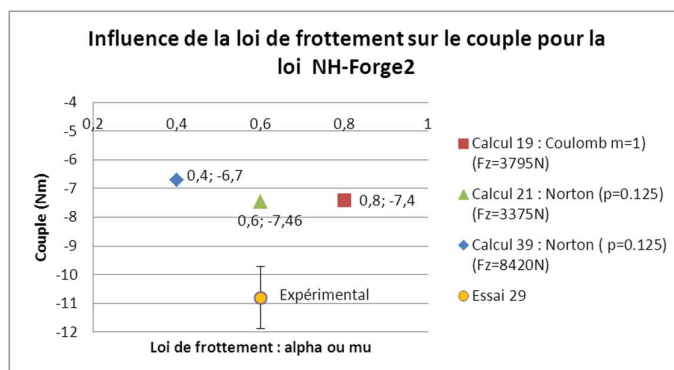


Figure VI-28 : Influence du frottement sur le couple selon une approche eulérienne.

Nous affinons cette étude sur la sensibilité du couple au frottement (voir Tableau VI-9) pour essayer de calibrer le frottement sur le couple, dans un premier temps, mais également sur la température.

	Cz (Nm)	P (kW)	P _{fr} (kW)	%P _{fr}	P _{pl} (kW)	%P _{pl}	T2 (°C)
Essai 29	10,8 +/- 1	1.36					363 +/- 35
1) N : $\alpha = 0,4$ p=0,125	-6,7	0,871	0,864	99,2	0,007	0,8	425,6
2) N : $\alpha = 0,4$ p=0,2	-7,5	0,987	0,967	97,97	0,020	2,03	481,3
3) N : $\alpha = 0,6$ p=0,1	-7,2	0,925	0,915	98,92	0,01	1,08	453,3
4) N : $\alpha = 0,6$ p=0,125	-7,5	0,974	0,957	98,2	0,017	1,8	473,6
5) N : $\alpha = 0,6$ p=0,2	-8,6	1,124	0,984	87,55	0,140	12,45	533,2
6) C : $\mu=0,8$ $\bar{m}=1$	-7,4	0,981	0,783	79,8	0,198	20,2	463,1
7) C : $\mu=0,7$ $\bar{m}=0,9$	-6,5	0,858	0,846	98,6	0,012	1,4	416,4

Tableau VI-9 : Influence du frottement sur le couple et la température en T2.

Dans ce tableau, Cz est le couple axial, P est la puissance totale dissipée, P_{fr} est celle dissipée par frottement et %P_{fr} son pourcentage, P_{pl} est celle dissipée par déformation plastique et %P_{pl} son pourcentage, T_{pl} est la température de plaque sur l'épaule en arrière du pion et T2 est la température de ce capteur.

En augmentant le frottement, la puissance dissipée par frottement augmente mais aussi la puissance dissipée par déformation plastique et encore la température et le couple. La nature du contact change également ; il devient plus collant. La proportion de la déformation plastique par rapport à celle due au frottement augmente alors. Lorsque l'énergie totale dissipée est quasiment identique (cas 2, 4 et 7 ou cas 2 et 8), le pourcentage d'énergie dissipée par déformation plastique est plus important avec le frottement de Coulomb qu'avec celui de Norton, ce qui signifie que la déformation du matériau se produit plus à l'intérieur de la matière qu'en surface. Ceci est à relier au profil thermique observé dans l'outil (Figure VI-27). Toutefois, les pourcentages obtenus avec le frottement de Norton sont en accord avec ceux calculés dans la configuration en bout à bout du chapitre IV et pour laquelle une bonne corrélation aux essais avait été obtenue (Guerdoux 2007). Dans le cas n°1, l'écoulement n'est pas correct. En arrière du pion, le champ de vitesses est dirigé selon la normale au pion, ce qui est le signe de l'apparition d'un décollement.

Il est finalement difficile de calibrer le frottement à partir du couple sans perdre en précision sur la thermique. Ceci nous amène à utiliser un diagramme de Pareto (voir Figure VI-29) qui montre bien comment le calibrage vis-à-vis de la température est antagoniste de celui sur le couple. En effet pour le cas 8 par exemple, nous obtenons une erreur minimale sur la température mais elle est alors maximale pour le couple. Nous retenons les 2 jeux de coefficients de frottement qui donnent un écoulement satisfaisant (voir Figure VI-24 bas) et les plus faibles erreurs à la fois sur le couple et la température : le frottement de Norton avec $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$ et celui de Coulomb avec $\mu = 0,8$ et $\bar{m} = 1$.

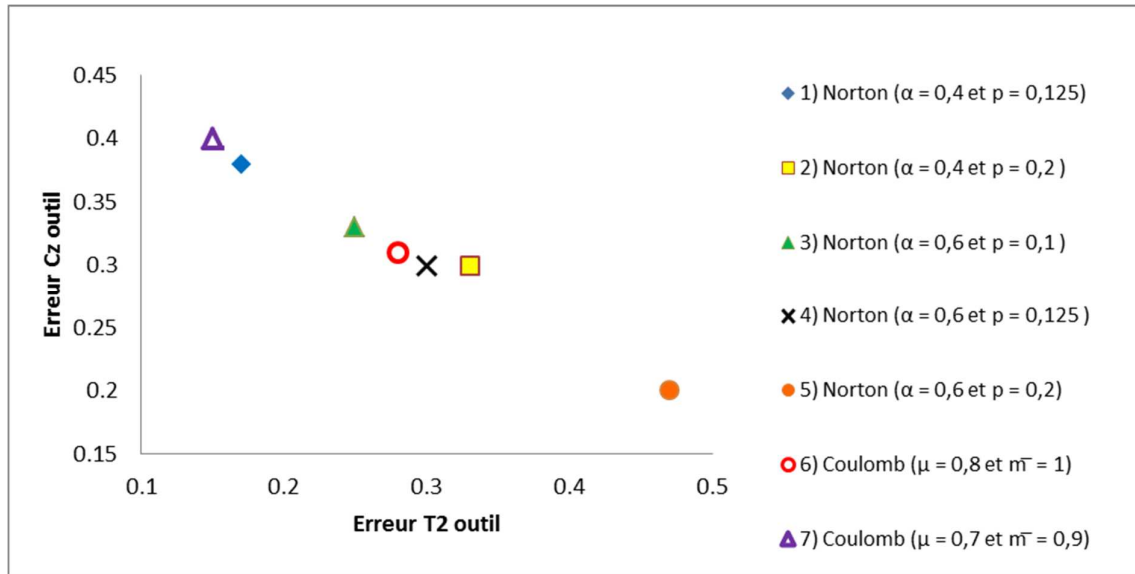


Figure VI-29 : Diagramme de Pareto, erreur relative sur le couple en fonction de l'erreur relative sur la température dans l'outil pour différents jeux de frottement.

La difficulté à calibrer les mesures mécaniques et thermiques de manière conjointe semble indiquer que notre modèle n'est pas parfaitement satisfaisant. L'hypothèse la plus discutable dans une formulation eulérienne porte sur le contact qui doit être fixé sans s'adapter à la nature de l'écoulement et qui rend la calibration sur les efforts impossible. L'autre hypothèse importante concerne la modélisation du scroll par un frottement moyenné.

Ce modèle eulérien (rapide pour les calculs) ne permet donc pas de calibrer avec précision les coefficients du modèle, en revanche, il nous donne des informations précieuses sur ses sensibilités et sur celles du soudage FSW en général.

IV. Analyse de l'écoulement en ALE

L'étude qui suit repose sur l'utilisation de la formulation ALE avec contact unilatéral. Elle est menée avec les codes Forge-ALE-FSW et Forge-ALE-new. Il nous faut préciser les caractéristiques spécifiques du modèle utilisé avec Forge-ALE-new qui ne permet pas de calcul thermique dans les outils mais où il est cependant possible d'imposer des températures non uniformes sur leur surface, ce qui est particulièrement intéressant pour la plaque support dont la température est significativement plus élevée au centre et sous l'outil (proche de 100°) alors qu'elle reste à l'ambiante loin de l'outil. Nous utiliserons ainsi les résultats des calculs couplés pour définir les conditions aux limites thermiques de Forge-ALE-new. Dans les 2 codes, l'absence de calcul thermique dans les outils rend possible le pilotage de l'outil en force, ce qui nous rapproche ainsi davantage des conditions expérimentales. Nous utilisons un contact unilatéral pour modéliser la formation de l'empreinte et celle de défauts éventuels et ainsi pour observer la qualité de la soudure. Enfin, nous étudions la modélisation du filetage sur le pion et l'épaulement.

Les lois de frottement et de comportement sont les suivantes : la loi *NH-Forge2* et le frottement de Norton avec $\alpha=0,6$ et $p=0,125$ - frottement et coefficients retenus dans le paragraphe précédent avec la loi de Norton qui permet d'utiliser un modèle de filetage. Un filetage de 1 mm sur le pion est utilisé comme dans les paragraphes précédents.

IV.1. Influence du pilotage

IV. 1. a. Pilotage en position

Avant de passer à un pilotage en effort, qui nécessite d'abandonner tout calcul thermique couplé dans les outils (avec la version des codes dont nous disposons), nous souhaitons aller le plus loin possible avec un pilotage en position (ou en vitesse) qui permet ces calculs thermiques, en remettant en question une hypothèse importante des résultats précédents, la profondeur de pénétration. La formulation ALE avec contact unilatéral nous permet de rechercher une position de l'outil qui donnerait des efforts plus proches des valeurs expérimentales imposées (4 800N), alors que les valeurs calculées précédemment pour ces efforts variaient entre 3 000 N et 8 000 N suivant les paramètres du modèle.

Utilisant un contact unilatéral, nous devons simuler l'initialisation des contacts entre l'outil et la matière qui ne se produit pas au tout début du soudage lorsque le matériau n'a pas encore atteint la température requise. Nous observons donc localement de petits décollements de matière qui entraînent l'arrêt des calculs, ceux-ci ne permettant pas de modéliser la fermeture des cavités ainsi produites. L'approche retenue consiste à imposer la vitesse de soudage en 2 temps. Nous commençons par imposer une vitesse de rotation sans aucune vitesse d'avance, ainsi qu'une très faible vitesse de descente jusqu'à atteindre la force souhaitée correspondant à la profondeur de soudage recherchée. Dans un second temps, nous annulons la vitesse de descente et nous introduisons la vitesse d'avance. Cette approche s'avère difficile à mettre en œuvre car la température du matériau augmente fortement dès que l'outil se met à avancer, de sorte que les efforts sont fortement modifiés. Or nous ne connaissons pas la force axiale appliquée sur l'outil durant la phase de descente et le premier centimètre d'avance puisque lors des essais celui-ci est piloté en position. Il a donc fallu trouver, par des essais et erreurs, une estimation de la valeur de la force à atteindre à la fin de la descente qui permet d'obtenir la valeur de la force voulue lors de l'avance.

Nous avons réalisé cette simulation avec Forge-ALE-FSW, un calcul thermique dans les outils, sans vitesse d'avance et avec une vitesse de descente de 0,1 mm/s. La température initiale de la plaque est celle qui a été calculée avec la formulation eulérienne précédemment. Lors de cette phase de pseudo plongée, l'outil s'enfonce de 0,016 mm depuis la position imposée jusqu'à présent (pour tous les calculs eulériens). La force augmente progressivement jusqu'à atteindre la valeur de 4 400 N (que nous avons retenue comme valeur maximale à atteindre). En annulant alors cette vitesse de descente et en appliquant la vitesse d'avance de 2 mm/s, la force augmente jusqu'à atteindre des valeurs entre 5000 N - 5200 N. Au bout de 2 s de simulation, le couple est stabilisé à -6,8 Nm et la température en T2 est de 465°C. Rappelons qu'avec le modèle eulérien précédent, la température était de 473°C et le couple de -7,5 Nm. Les différences résultent de l'aire de contact qui est plus grande (voir Figure VI-31) et de la force de forgeage qui est plus proche de la valeur expérimentale (4800 N +/- 400). Par ailleurs, l'écoulement est plus rotatif que dans le cas eulérien (voir Figure VI-31), notamment dans le bas du pion où la matière est davantage dirigée vers le bas et où sa vitesse est davantage tangente au pion. En revanche, avec cette formulation ALE et contact unilatéral, on note qu'il se forme un petit trou en bas du pion dans la zone de retrait (voir Figure VI-30) ; cela a pour effet de diminuer légèrement le couple et de refroidir un peu le matériau. Cet écoulement reste donc encore insatisfaisant car il ne permet pas d'obtenir une soudure sans défauts.

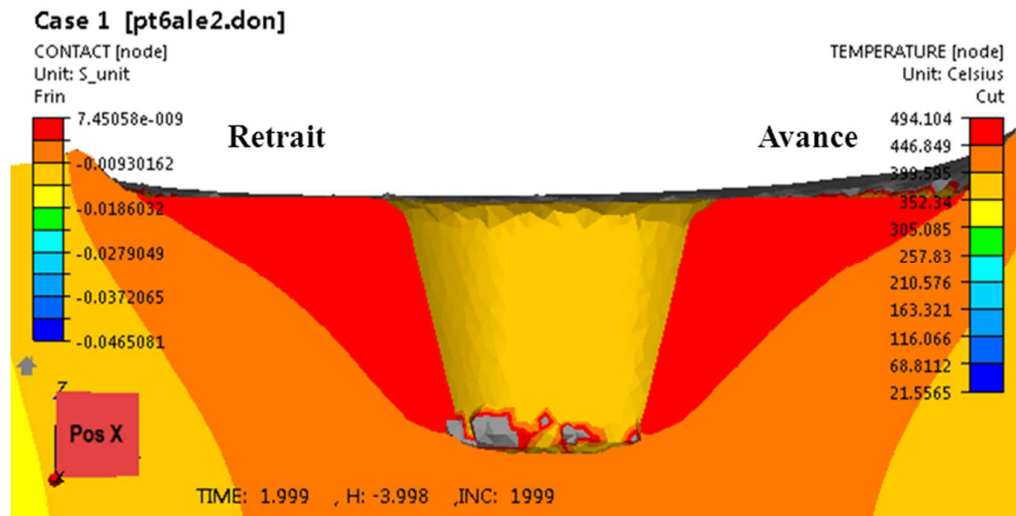


Figure VI-30 : Coupe dans le plan perpendiculaire à la ligne de soudure. Isovaleurs de température et de la distance de contact en surface (en jaune sauf au niveau du trou en bas du pion dans la zone de retrait).

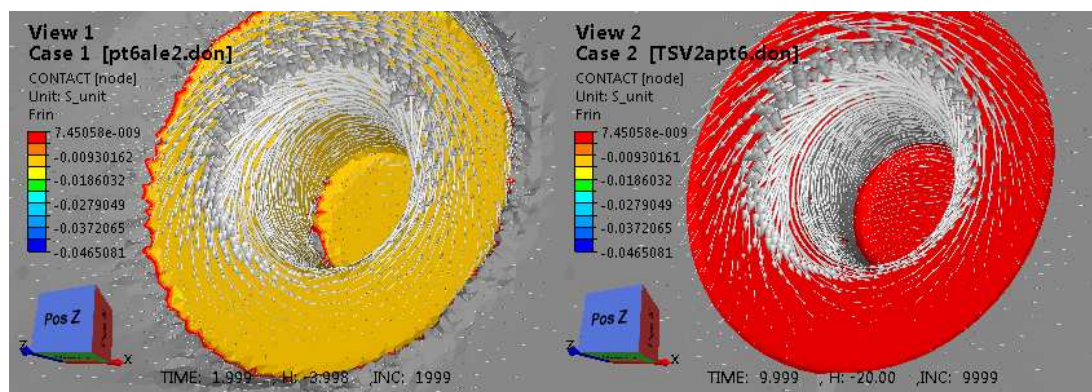


Figure VI-31 : Vecteurs vitesses et valeur du contact. A gauche : ALE ; à droite : EUL.

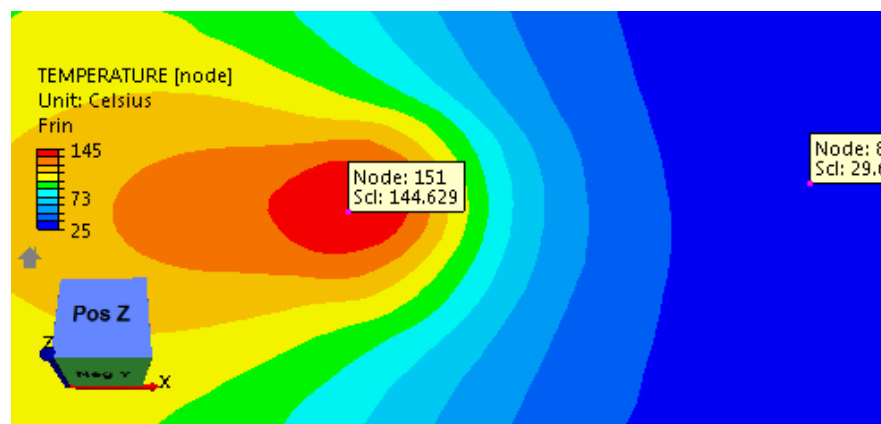


Figure VI-32 : Champs final de température dans la plaque support avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.

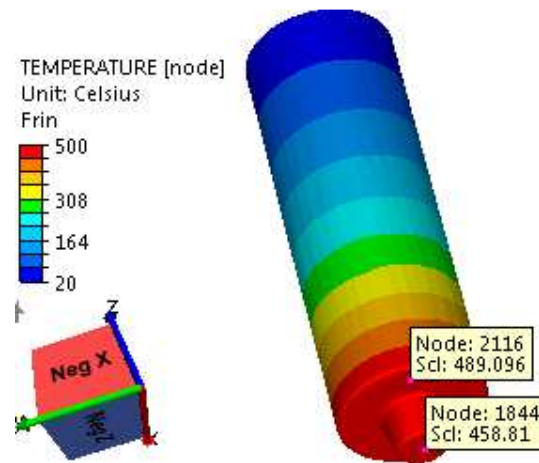


Figure VI-33 : Champs final de température dans l'outil avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.

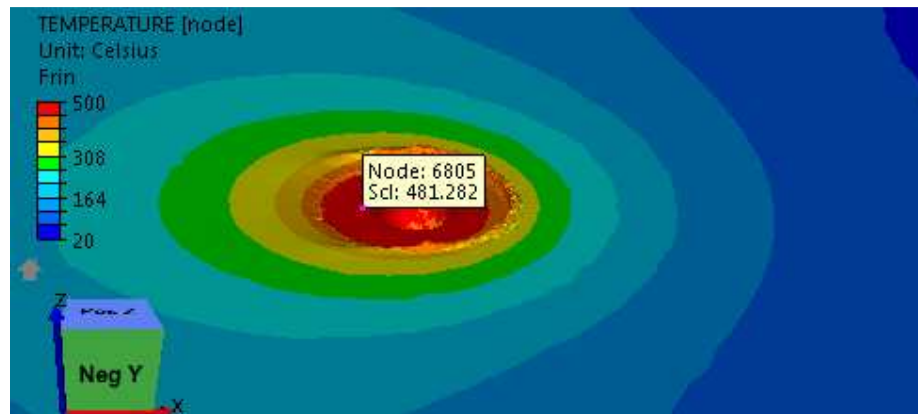


Figure VI-34 : Champs final de température dans la tôle avec un pilotage en vitesse avec Forge-ALE-FSW.

Ces résultats sont les meilleurs que nous parvenons à obtenir avec un pilotage en position et des calculs thermiques dans les outils. Pour aller plus loin, il nous faut introduire un pilotage en effort et par conséquent abandonner les calculs thermiques couplés. Dans la suite, les températures de l'outil et de la plaque support seront donc constantes avec des valeurs de conditions aux limites tirées des résultats que nous venons d'obtenir (voir Figure VI-32, Figure VI-33 et Figure VI-34).

IV. 1. b. Pilotage en force

Sur la base du code Forge-ALE-new, nous reprenons le cas précédent en pilotant l'outil en force imposée à une valeur de 4 800 N qui correspond à la force de soudage expérimentale.

Nous prenons pour l'outil une température uniforme de 460°C. Elle correspond à la température minimale calculée au contact de la tôle (sous le pion) (voir Figure VI-33), alors que la valeur maximale obtenue sous l'épaule est de 490°C (voir Figure VI-33). De même pour la plaque support, nous imposons au mieux le profil de température obtenu en fin de calcul (voir Figure

VI-32 et Figure VI-35). Pour ce premier calcul avec force imposée, nous modélisons toujours un filetage de 1 mm sur le pion, l'influence de celui sur l'épaulement sera étudiée plus précisément dans le paragraphe suivant.

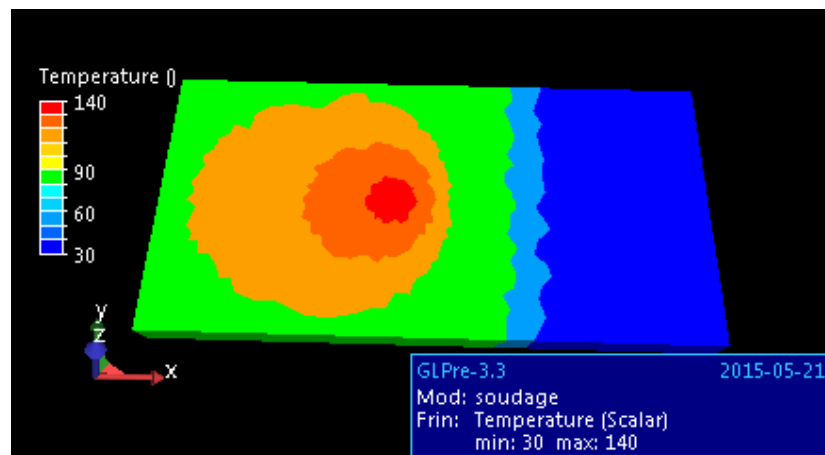


Figure VI-35 : Champ de température défini dans la plaque support avec un pilotage en force avec Forge-ALE-new.

Ce calcul donne une température du matériau un peu moins élevée (voir Figure VI-36 bas) que dans le cas précédent (voir Figure VI-36 haut) alors que l'écoulement est similaire (voir Figure V-37) si ce n'est que le trou formé en bas de pion est plus important avec la force imposée de 4 800 N. Cette baisse de température et conséquemment cette augmentation de la taille du défaut sont dues à la force de forgeage qui est inférieure à celle effectivement imposée lors du pilotage en vitesse. Les résultats obtenus sont cependant comparables. Le couple atteint une valeur -6,9 Nm. F_x varie entre -1300 N et -1100 N, et F_y varie entre -220 N et -170 N.

Nous nous orientons donc vers une étude du filetage, qui est expérimentalement nécessaire pour éliminer le défaut créé.

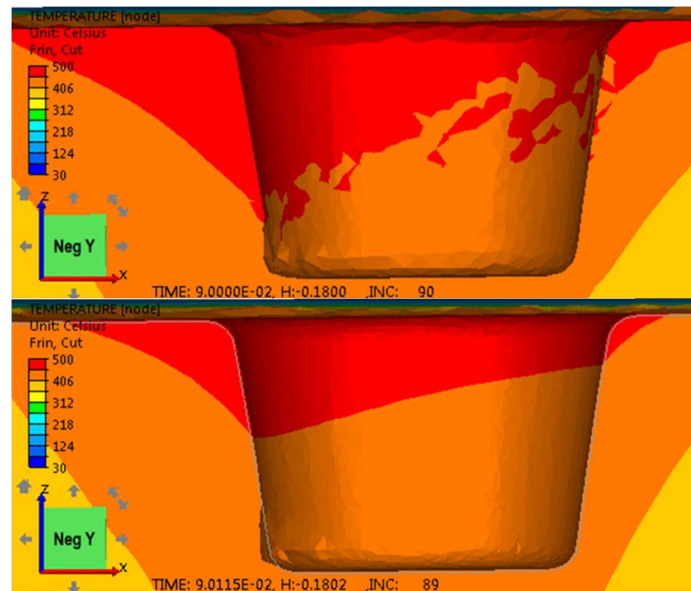


Figure VI-36 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Champ de température dans la tôle pour un pilotage en vitesse en haut (force de 5 200 N atteinte) et un pilotage en force de 4 800 N en bas. Trou en bas de pion du côté de la zone de retrait.

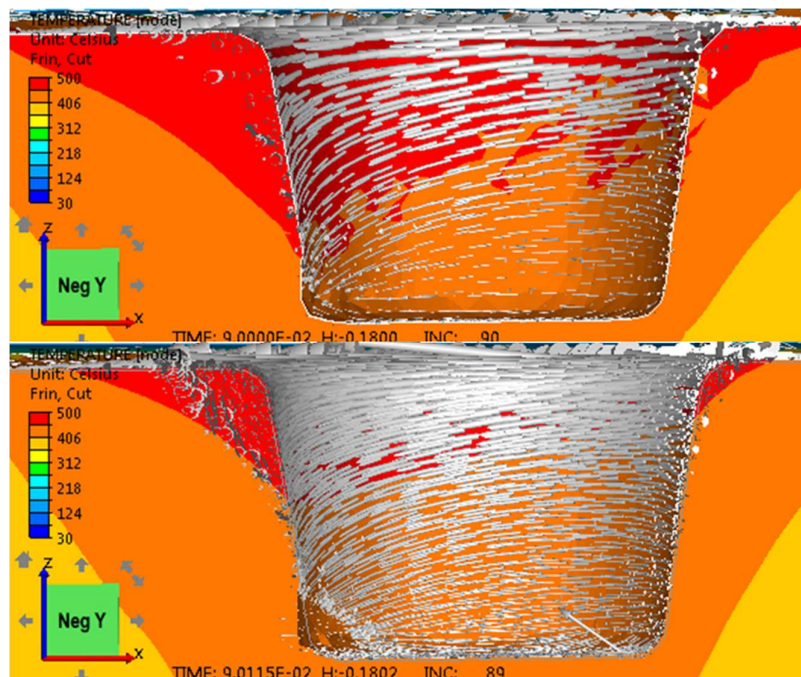


Figure VI-37 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Champ de température et champ des vecteurs vitesses dans la tôle pour un pilotage en vitesse en haut (force de 5 200 N atteinte) et un pilotage en force de 4 800 N en bas. Trou en bas de pion du côté de la zone de retrait.

IV.2. Influence du filetage sur l'outil

Nous conservons la force imposée de 4 800 N et testons l'influence du filetage en comparant des simulations sans filetage (ni sur le pion ni sur l'épaulement) à des simulations avec différentes valeurs du pas de vis. Particulièrement, nous souhaitons évaluer la modélisation du filetage sur l'épaulement pour représenter le scroll sur l'outil. L'utilisation d'un filetage sur l'épaulement permet de diriger la matière vers le centre de l'outil alors que le filetage sur le pion permet de l'orienter vers le bas du pion (voir Figure VI-38).

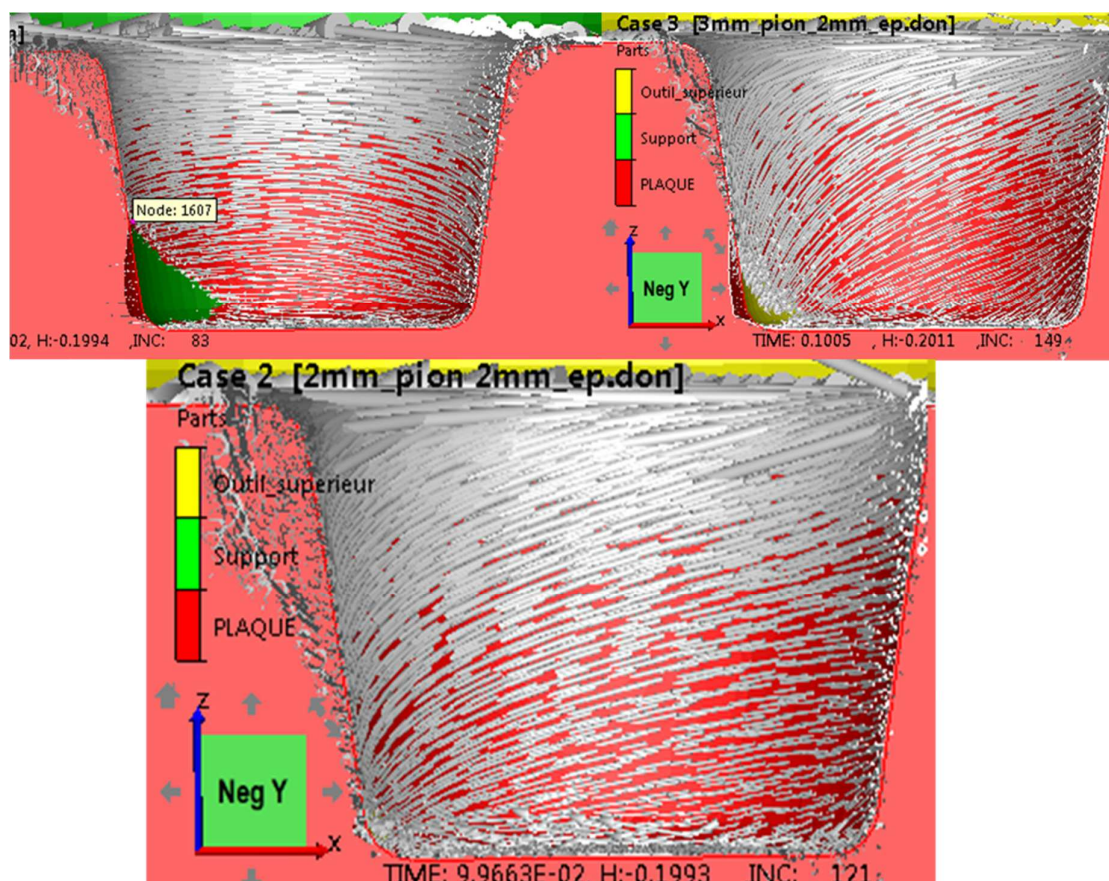


Figure VI-38 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champs des vecteurs vitesses dans la tôle : haut gauche = sans filetage ; haut droit = filetage de 3 mm sur le pion et de 2 mm sur l'épaulement ; bas = filetage de 2 mm sur le pion et l'épaulement.

Avec des filetages numériques de 2 mm sur le pion et l'épaulement (nb : dans l'expérience, le filetage du pion est de 1 mm), la taille du trou (initialement égale à environ 1 mm, sans filetage) est réduite à 0,2 mm (voir Figure VI-39). En conservant le même pas sur l'épaulement et en utilisant un pas de 3 mm sur le pion, la taille du défaut augmente.

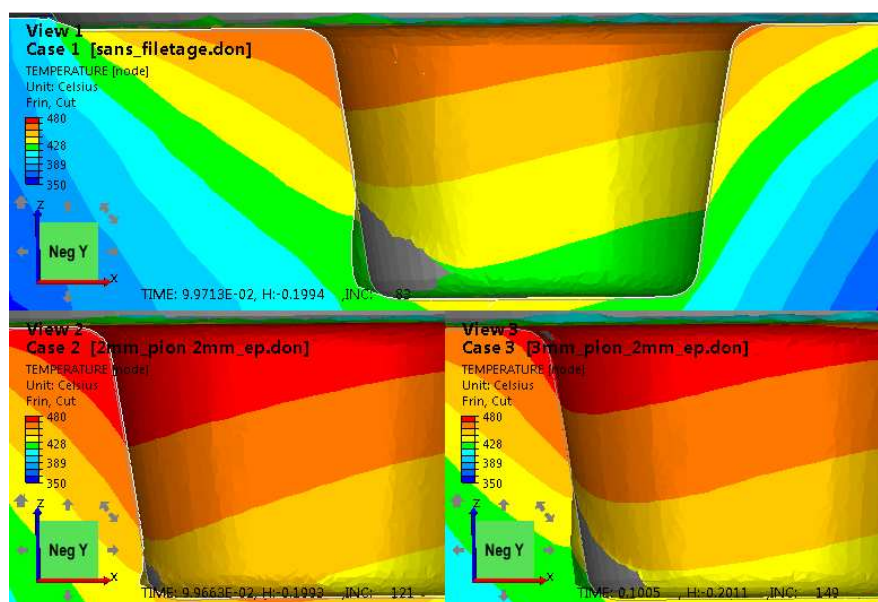


Figure VI-39 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Champs de température dans la tôle : haut = sans filetage ; bas gauche = filetage de 2 mm sur le pion et l'épaulement ; bas droit = filetage de 3 mm sur le pion et de 2 mm sur l'épaulement.

Sans filetage, le couple est de -6,9 Nm. Avec un pas de 2 mm sur le pion et l'épaulement, le couple diminue jusqu'à une valeur de -5,9 Nm. En augmentant la longueur du filet sur le pion seulement, le couple augmente légèrement à -6 Nm. Le filetage sur le pion augmente donc faiblement la valeur du couple tandis que celui sur l'épaulement la diminue. Expérimentalement, l'utilisation d'un outil scrollé (ou fileté) a plutôt tendance à entraîner une augmentation du couple (Al-Badour et al. 2013) mais notre modèle actuel n'est pas parfaitement représentatif étant donné que la température d'outil y est constante, ce qui ne permet pas de modéliser tous les couplages thermomécaniques dus à l'outil.

Le modèle numérique du filetage sur l'épaulement ne donne donc pas des résultats parfaitement satisfaisants. La soudure est même meilleure, et plus proche de l'expérience, lorsqu'il n'y a pas du tout de filetage sur l'épaulement. Nous en déduisons qu'il est préférable de modéliser le comportement du scroll à l'aide d'un modèle de frottement moyenné, de type Norton, mais de forte intensité. Pour cela, nous augmentons la sensibilité à la vitesse de glissement p , depuis la valeur de $p = 0,125$ à la valeur $p = 0,15$. Pour le pion, nous conservons le filetage de pas de 3 mm.

Avec ce nouveau modèle de frottement, nous obtenons le champ de température et l'écoulement des Figure VI-40 et Figure VI-41. Le point le plus important est que la soudure est maintenant sans défauts, ce qui est très positif, en effet les champs de vitesse sont le signe qu'une quantité de matière suffisante est amenée en bas de pion (Figure VI-41 haut gauche) et que celle-ci contourne bien le pion (voir Figure VI-41 haut droite et bas). La force longitudinale oscille entre -670 N et -580 N, dans l'intervalle des valeurs expérimentales [-705 N ; -414 N]. La force transverse est comprise entre -170 N et -130 N ; elle est donc également contenue dans l'intervalle expérimental [-401 N ; -124 N]. Le couple atteint la valeur de -8,3 Nm, une des plus élevée de tous les calculs que nous avons effectué et donc la plus proche de la valeur expérimentale de 10,8 Nm ; l'erreur n'est plus que de 23%. La température à 10,96 mm de la ligne de soudure est de 220 °C, soit 30°C plus élevée que la valeur expérimentale de 191°C, ce qui est tout à fait acceptable compte-tenu de la précision de nos mesures.

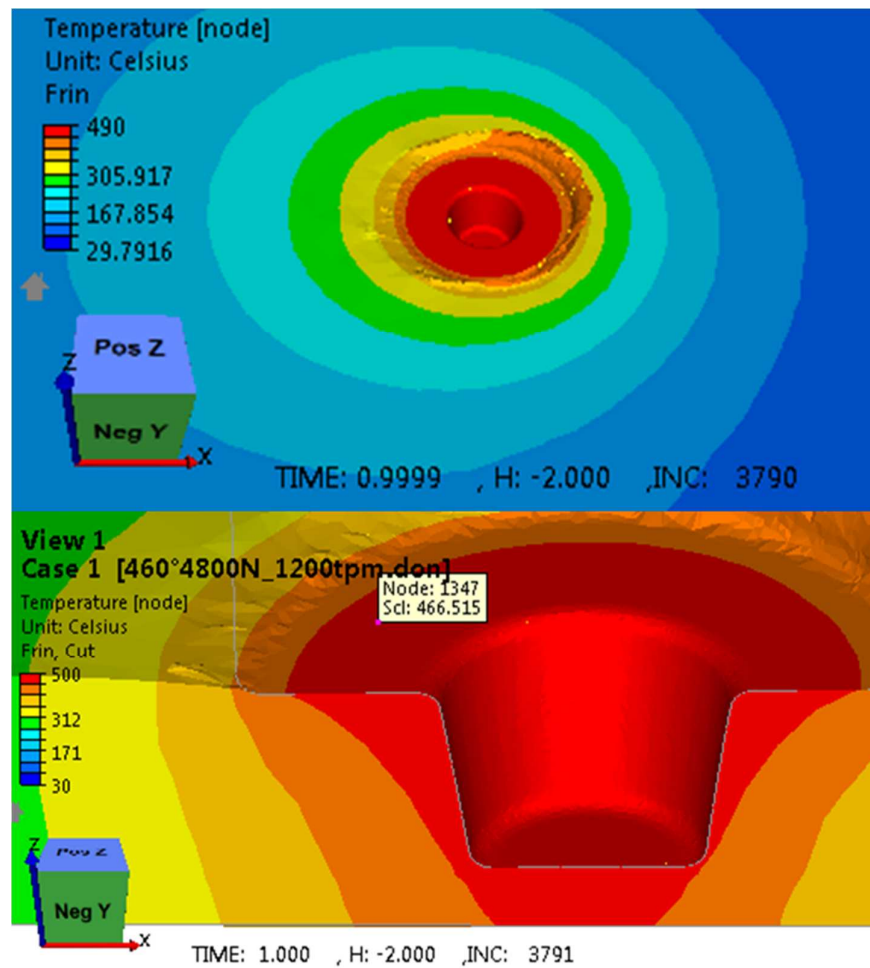


Figure VI-40 : Champ de température pour une valeur du coefficient de frottement $p = 0,15$ et un filetage de pas de vis de 3 mm sur le pion. Vue de dessus (en haut) et zoom dans le plan de coupe dans la ligne de soudure (en bas).

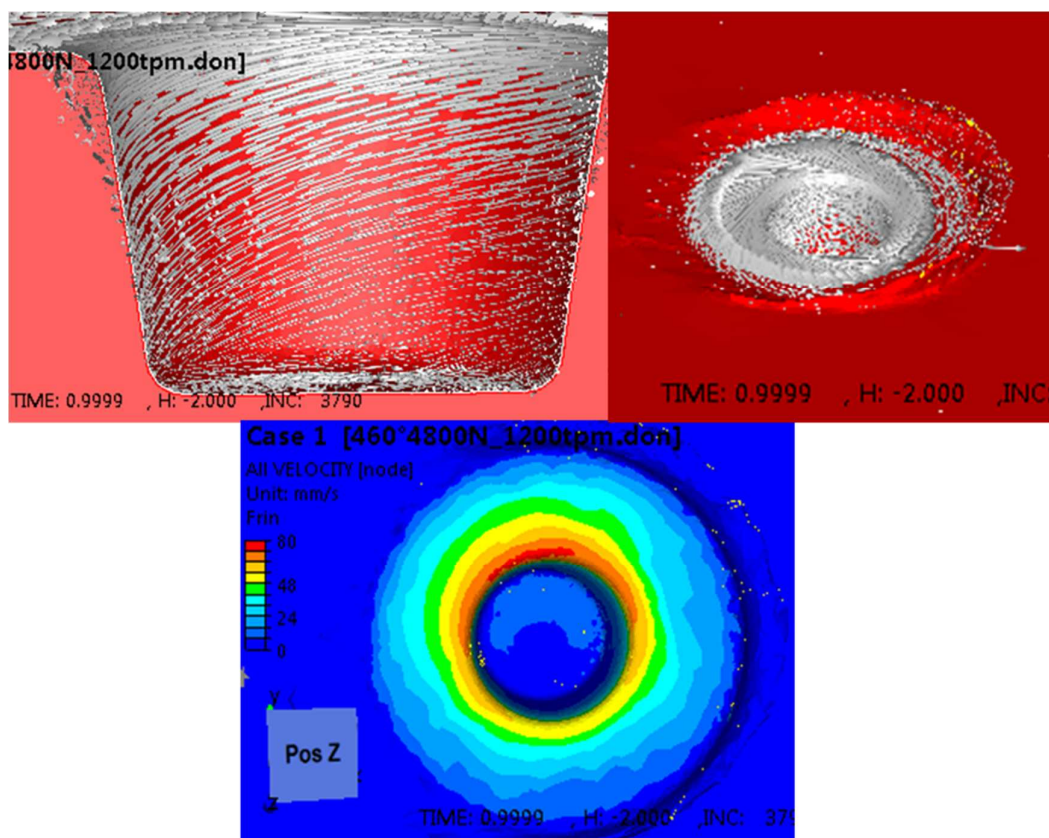


Figure VI-41 : Coefficient de frottement $p = 0,15$ et filetage de pas de vis de 3 mm sur le pion. Champ des vecteurs vitesses, dans le plan de coupe dans la ligne de soudure (à gauche) et vue de dessus (à droite) ; norme du champ des vitesses (en bas).

La simulation d'une soudure sans défauts avec des efforts et température de plaque en accord avec les mesures expérimentale nécessite donc d'imposer un pilotage en effort au plus proche de l'expérience et d'ajuster les paramètres de frottement de l'épaule et du pion. Avec les versions de logiciels dont nous disposons, cela a nécessité d'abandonner les calculs couplés dans l'outil de soudage et donc le recalage sur la température, qui nous a toutefois servi et guidé dans la calibration des autres paramètres du procédé. Cette étude montre l'extraordinaire complexité des couplages dans le procédé FSW.

V. Sensibilité aux jeux de paramètres du procédé

Dans ce paragraphe, nous analysons la sensibilité du modèle numérique aux paramètres du procédé (vitesse de rotation et force axiale) avec Forge-ALE-new en formulation ALE. Nous prenons comme référence le modèle que nous venons de calibrer (fin du paragraphe IV.2 ci-dessus) et nommé « calcul 1 » dans la suite. Nous diminuons la vitesse de rotation de 1200 tpm à 800 tpm et réduisons également la force axiale de 4800N à 4400 N, ce qui correspond à l'essai expérimental 27 (voir paragraphe III.3 du chapitre V) et est nommé « calcul 2 ». Dans un second temps, nous abaissons encore la force à 3600 N ce qui correspond à l'essai 30 (voir chapitre III.3) et est nommé « calcul 3 » (voir Tableau VI-10). Lors des essais, cette diminution de la vitesse de rotation engendre une augmentation du couple de plus de 3,7 Nm pour la force de 4400 N et de 2,2 Nm pour la force de 3600 N (voir Tableau VI-10).

	Cz (Nm)	Trou
Essai 29 : 1200 tpm/4800 N	10,8	Non
Essai 27 : 800 tpm/4400 N	14,5	Non
Essai 30 : 800 tpm/3600 N	13	Oui (voir Figure VI-42)
Calcul 1 : 1200 tpm/4800 N	8,3	Non
Calcul 2 : 800 tpm/4400 N	8,5	Oui mais très faible
Calcul 3 : 800 tpm/3600 N	8,4	Oui

Tableau VI-10 : Sensibilité du couple et de la qualité de la soudure aux paramètres procédés de force et de vitesse de rotation.

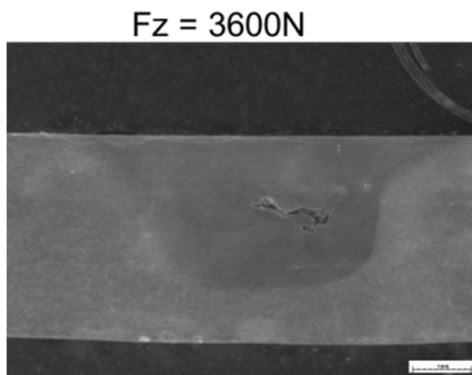


Figure VI-42 : Trou obtenu lors de l'essai 30.

En passant du *calcul 1* au *calcul 2*, nous observons une diminution de température de 15°C. En revanche, la variation de température due à la variation de la force (en passant du *calcul 2* au *calcul 3*) est très faible (voir Figure VI-43 et Figure VI-45). Les valeurs du champ des vitesses (voir Figure VI-44) se trouvent diminuées par la réduction de la vitesse de rotation, et dans une moindre mesure par celle de la force axiale. L'amplitude de ces variations est plus faible que celle que nous devrions observer car la température d'outil reste la même dans nos calculs, ce qui n'est pas la réalité. Réduire la température de l'outil (en suivant les variations mesurées lors des essais) aurait pour effet de diminuer la température dans la tôle et donc d'augmenter la valeur du couple. Nous notons en effet que l'impact sur la valeur du couple est très faible. Il est quasiment identique pour les 3 calculs. Toutefois, la variation observée suit la hiérarchie des essais.

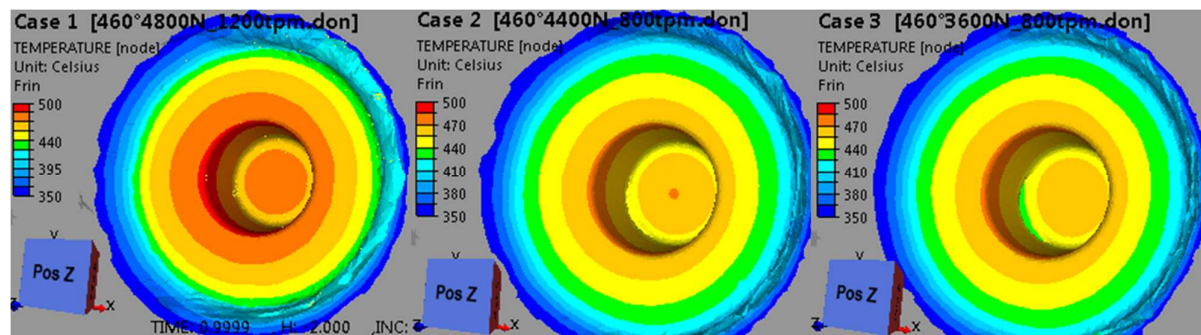


Figure VI-43 : Champs de température pour le calcul 1 ($\omega = 1200$ tpm et $F = 4800$ N) (à gauche) ; pour le calcul 2 ($\omega = 800$ tpm et $F = 4400$ N) (au centre) ; pour le calcul 3 ($\omega = 800$ tpm et $F = 3600$ N) (à droite).

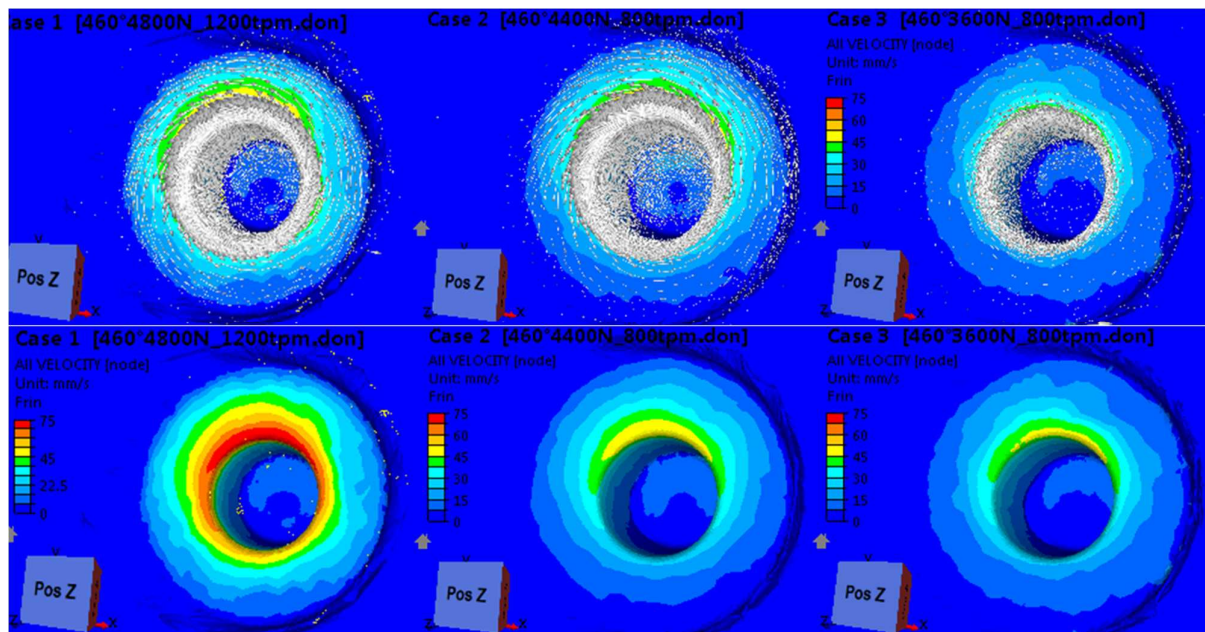


Figure VI-44 : Vecteurs vitesse (haut) et champ des vitesses (bas) pour *le calcul 1* (à gauche) ; pour *le calcul 2* (au centre) ; pour *le calcul 3* (à droite).

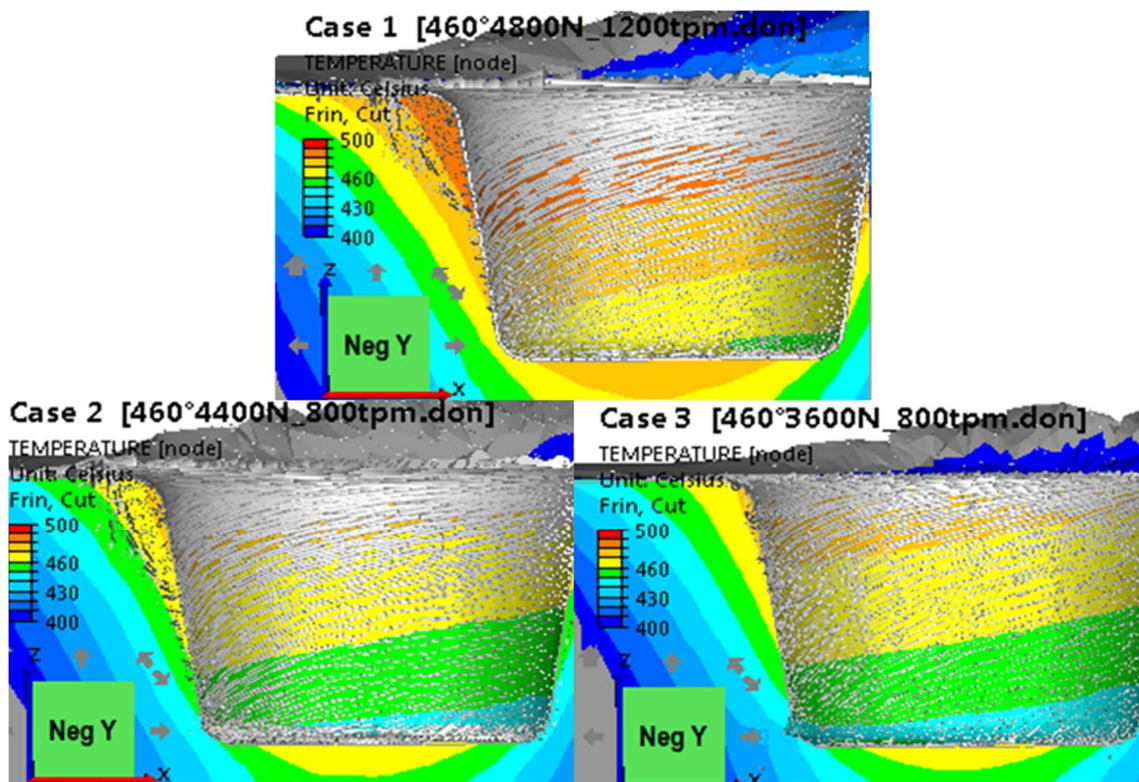


Figure VI-45 : Plan de coupe dans la ligne de soudure. Vecteurs vitesses et champ de température pour *le calcul 1* (en haut) ; pour *le calcul 2* (en bas à gauche) ; pour *le calcul 3* (en bas à droite).

Pour les 3 calculs, l'écoulement est parfaitement en rotation sous l'épaulement (voir Figure VI-44) et autour du pion (voir Figure VI-45). Nous obtenons cependant des défauts pour les *calculs* 2 et 3 (voir Figure VI-45 et Figure VI-46 : le défaut est tout petit pour le *calcul* 2 et nettement visible pour le *calcul* 3). Le *calcul* 2 présente un très faible défaut qui n'apparaissait pas sur l'essai 27, dont la soudure était considérée comme de qualité. En revanche, avec les mêmes paramètres procédés, l'essai 28 présentait des porosités de surface en fin de soudure, signe d'une instabilité de l'écoulement. Avec le *calcul* 3, le défaut est bien plus marqué, ce qui est cohérent avec les observations de l'essai 30. La sensibilité aux paramètres du procédé est ainsi proche de celle des essais quant à la formation de défauts. Cependant elle mérite d'être affinée en prenant en compte la variation de la température d'interface outil / tôle qui joue un rôle sur le champ des températures et donc sur le couple.

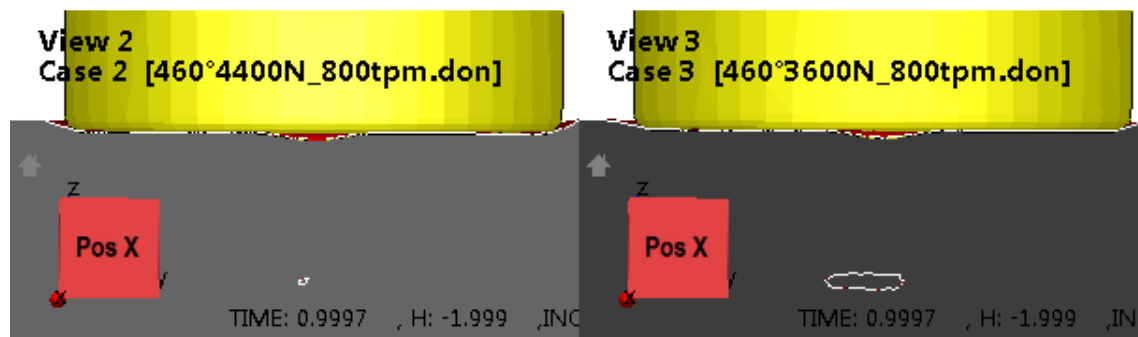


Figure VI-46 : Plan de coupe perpendiculaire à la ligne de soudure. Taille des défauts modélisés pour le calcul 2 (à gauche), pour le calcul 3 (à droite)

Pour cela, nous effectuons cette même analyse de sensibilité à la vitesse de rotation en effectuant des calculs couplés (avec Forge-ALE-FSW) à position imposée et avec une formulation eulérienne. Nous prenons pour point de départ et référence le cas n°4 du paragraphe III.2, qui nous donnait l'erreur la plus faible sur le couple et la thermique dans l'outil. La vitesse d'avance reste établie à 2 mm/s et celle de rotation vaut 1200 tpm pour le « calcul couplé 1 ». Le frottement de Norton est utilisé avec $\alpha = 0,6$ et $p = 0,125$ (au lieu de 0,15 précédemment), un filetage de pas de 1 mm est modélisé sur le pion et aucun filetage n'est modélisé sur l'épaulement conformément à l'approche du paragraphe III.2. Dans le « calcul couplé 2 », la vitesse de rotation est réduite à 800 tpm. Le couple augmente alors à la valeur de 9,5 Nm, soit 2 Nm de plus qu'à 1200 tpm, et la température diminue de 56°C (voir Tableau VI-11). La force axiale passe de 3400 N à 5900 N, une augmentation de la valeur est cohérente avec une position d'outil fixe et une diminution de température. Dans les essais, le refroidissement est de 15°C avec la force de 4400 N, et de 46°C avec la force de 3600 N. L'augmentation du couple est de 3,7 Nm avec la force de 4400 N, et de 2,2 Nm avec la force de 3600 N. En se basant sur la variation de la force numérique de plus de 2000 N, la comparaison avec les résultats de la force expérimentale de 3600 N (variation de 1200 N) est plus adéquate et ceux-ci sont plus en accord avec les résultats numériques.

Les variations du couple et de la température s'effectuent donc dans le même sens et avec des valeurs très proches de celles mesurées expérimentalement, l'accord sur ces variations étant bien meilleur que sur les valeurs des couples et températures.

	Essai 29 1200 tpm 4800 N	Essai 27 800 tpm 4400 N	Essai 30 800 tpm 3600 N	<i>Calcul couplé 1 1200 tpm</i>	<i>Calcul couplé 2 800 tpm</i>
Cz (Nm)	10,8	14,5	13	7,5	9,5
T2 (°C)	363	348	317	474	418
Trou	non	non	Oui (voir Figure VI-42)		
% Cz				31 %	34 % ou 27 %
% T2				31 %	20 % ou 32 %

Tableau VI-11 : Calibration en eulérien sur le couple et la température dans l'outil pour 800 tpm et 1200 tpm.

VI. Conclusion

Lors du calibrage du modèle numérique en formulation eulérienne avec calculs de température couplés et pilotage en position, nous avons divisé l'erreur expérimentale sur la température dans l'outil par un facteur 2, la faisant passer de 34% à 17% (diminution de la température de l'outil de 488°C à 425°C), en augmentant le coefficient d'échange thermique outil/tôle (100 000 W/m².K) ainsi que l'effusivité du matériau (en prenant la valeur correspondant au comportement à chaud : 24 192 J/K.m².s^{-0,5}) et en améliorant la loi de comportement (*NH-Forge2*) (notamment en abaissant la valeur de la consistance dans les extrapolations à hautes températures). La valeur du couple est passée de 5,5 Nm à 6,7 Nm correspondant à une erreur expérimentale de 38%. L'écoulement a ainsi été nettement amélioré sans pour autant parfaitement correspondre à celui d'une soudure sans défauts ; un décollement restait susceptible d'avoir lieu sur la face arrière du pion. Les valeurs du coefficient α de frottement de Norton ont alors été augmentées de 0,4 à 0,6 afin de mieux représenter un épaulement scrollé (contact très frottant), ce qui a amélioré la rotation de l'écoulement et a augmenté la valeur du couple de 6,7 Nm à 7,5 Nm, réduisant ainsi l'erreur expérimentale de 38% à 30% mais augmentant aussi la valeur de la température de 425°C à 474°C et donc l'erreur expérimentale de 17% à 31%, ce qui montre les limites de ce calibrage en formulation eulérienne à position imposée.

Avec la formulation ALE, nous avons dû fixer les températures d'outil et de plaque support à des valeurs constantes précédemment calculées. Elle nous a permis de montrer qu'un pilotage en force de l'outil, associé à la modélisation d'un filetage numérique sur le pion de 3 mm, et à une augmentation du coefficient de frottement p de Norton à la valeur 0,15 pour mieux modéliser le scroll, donnent une soudure sans défauts. Le couple obtenu est de 8,3 Nm, soit une erreur expérimentale réduite à 23%. La température dans la plaque est de 30°C supérieure aux mesures ; l'erreur expérimentale est seulement de 15%.

L'analyse de sensibilité aux paramètres procédés que sont la vitesse de rotation et la force de forgeage sur la formation de défauts de soudage et sur la température dans l'outil a montré d'excellentes tendances et même une précision plus grande que sur les valeurs de référence.

L'ensemble de ce travail montre qu'il est primordial de modéliser avec précision l'ensemble des couplages thermomécaniques présents dans le procédé, c'est-à-dire d'effectuer des calculs

thermiques couplés dans les outils avec un pilotage en effort, ce que les logiciels dont nous disposions ne nous permettaient pas.

De plus la modélisation du scroll à l'aide d'un frottement moyenné ou d'un filetage sur l'épaulement n'est pas satisfaisante, il est difficile de calibrer à la fois la mécanique et la thermique.

Chapitre VII. Conclusion et Perspectives

Conclusion

Ces travaux ont contribué à améliorer et évaluer le logiciel Forge-ALE-new, initialement développé dans un environnement parallèle pour des procédés à grandes vitesses tangentielles tels que le laminage, pour son application au procédé FSW.

La première étape a consisté à effectuer certains développements numériques.

L'algorithme de transport amont des champs continus (température) a été affiné afin de traiter les particularités de l'écoulement qui se rencontrent au cours du soudage FSW (point appartenant au plan d'entrée, en contact avec l'outil ou encore positionné dans les bavures sortant du domaine d'étude). Une procédure permettant d'identifier ces nœuds de surface puis de calculer un gradient corrigé, a été mise en place. Elle a permis d'éliminer les valeurs erronées et aberrantes résultant de l'utilisation de cet opérateur de transport sur des cas académiques et de soudage réel. Les résultats obtenus ont été validés par rapport aux résultats obtenus par une méthode de transport alternative développée dans Forge-ALE-FSW, issus de travaux numériques antérieurs à cette thèse.

Le filetage de l'outil a été modélisé sur le pion et sur l'épaule, et généralisé à différentes forme de pions (conique ou cylindrique) et d'épaulements (convexe ou concave) dans le but de prendre en compte ces détails des outils qui améliorent significativement la qualité de la soudure. Le choix d'un filetage implicite (c'est-à-dire où les filets ne sont pas explicitement représentés de manière géométrique) est conditionné par celui d'un contact unilatéral. Ce modèle consiste à enrichir la loi de frottement dépendant de la vitesse relative d'interface en ajoutant un terme à la vitesse de l'outil. Qualitativement, il donne d'excellents résultats. Il permet en effet d'augmenter l'écoulement de matière vers le bas du pion, et par conséquent la température du matériau dans cette zone, et ainsi d'annuler la formation d'un défaut de type « trou tunnel » provoqué par une vitesse de soudage trop élevée.

Enfin, un schéma d'actualisation du domaine selon les coordonnées cylindriques a été introduit dans cette formulation ALE. Ceci afin de prendre en compte le caractère fortement rotationnel de l'écoulement et en améliorer l'intégration temporelle sans recourir à un schéma d'ordre supérieur. Son intérêt a été démontré sur un cas académique de pièce en rotation mais son application au FSW n'a pas donné des résultats aussi intéressants que ceux que nous avons observés pour des écoulements plus simples, probablement à cause du rôle joué par le contact.

La seconde étape a été d'évaluer cette nouvelle formulation ALE sur un problème de soudage dont les résultats avaient été validés vis-à-vis de l'expérience dans des travaux antérieurs.

Cette formulation ALE s'est avérée tout à fait générale, applicable au FSW sans modifications significatives autres que celles liées aux conditions aux limites, dont nous avons parlé plus haut, et à l'ajustement du pas de temps pour le procédé. Elle est donc robuste vis-à-vis de la simulation d'un procédé à très fort couplage thermomécanique tel que le FSW, et reste compatible avec le calcul parallèle en offrant des accélérations comparables à celles obtenues avec le logiciel Forge dont elle est issue.

En effet, pour une configuration de soudage correspondant à une soudure correcte, nous avons obtenu une soudure sans défauts avec des champs thermomécaniques parfaitement en accord avec les résultats des calculs de référence, simulant ainsi un écoulement parfaitement rotatif autour du pion de soudage avec ce formalisme ALE. Ceci montre la robustesse de l'algorithme du calcul de la vitesse de

maillage. Il repose sur le lissage de la surface lagrangienne réactualisée par la méthode de Nagata, le calcul des normales par la « méthode des votes », la régularisation du maillage par barycentrage et la projection des nœuds sur cette surface lissée quadratique quasi- C^1 . Le logiciel Forge-ALE-new est ainsi capable de modéliser précisément l'état de contact entre l'outil et la tôle, le suivi de la surface libre et par conséquent des géométries complexes telles que les bavures de surface ou les trous au voisinage du pion. La prédiction de ces défauts est d'une grande utilité si l'on souhaite utiliser la simulation numérique pour mettre au point le procédé.

La dernière étape de ces travaux a été l'étude de la configuration industrielle. La géométrie de l'outil, sa taille, les matériaux soudés et la configuration de soudage sont différents de ceux étudiés jusqu'à présent. C'est pourquoi une calibration des paramètres du modèle s'est avérée nécessaire, tout particulièrement pour ce qui concerne les lois de frottements et de comportement et les coefficients d'échanges thermiques.

Pour cela des essais expérimentaux ont été réalisés avec un pilotage en force de l'outil. Différentes configurations de soudage ont été étudiées : 7075/2024, 2024/2024 et 7075/7075 afin de valider les hypothèses nécessaires à notre modèle numérique. Des mesures de températures dans la tôle et dans l'outil (ce qui est moins courant) ont été effectuées en cours de soudage, ainsi que des mesures de couple et d'efforts. Une conclusion déterminante de ces essais a été de montrer la possibilité d'approcher le comportement de l'assemblage bi-matériaux 7075/2024 par celui en mono-matériau 2024/2024, le seul sur lequel nous avons donc calibré notre modèle, durant la deuxième phase de cette étape.

L'idée initiale était de calibrer le modèle de manière globale à partir des résultats mécaniques et de manière plus fine à partir des données thermiques dans l'outil. Mais l'ensemble des jeux de paramètres étudiés produisant des écoulements avec défauts de type soudure froide (écoulement non satisfaisant / formation de trou tunnel), nous avons été contraints de démarrer cette calibration dans un formalisme eulérien (sans calcul de l'évolution de la surface libre) en posant des hypothèses nécessaires à ces calculs. Sur cette base, nous avons pu déterminer au mieux les coefficients d'échanges thermiques entre les outils et la tôle ainsi que les paramètres thermiques de la tôle (conductivité, effusivité) et les paramètres des lois de frottement et de comportement. Cependant, nous ne sommes pas parvenus à un accord pleinement satisfaisant (tant sur la thermique dans l'outil que sur les efforts) dans la mesure où le pilotage en position ne nous permettait d'imposer ni les bons efforts ni la bonne position de soudage. En particulier, toute modification de la température entraîne des changements sur l'écoulement et conséquemment sur les valeurs du couple et des efforts.

Sur la base de ces résultats, et tout spécialement des températures précédemment calculées en surface d'outil et de plaque support, nous avons pu effectuer des simulations en formulation ALE de l'évolution de la surface libre avec un pilotage imposé en effort, mais en considérant cette fois les températures d'outils comme constantes. Ceci nous a permis de poursuivre le calibrage de la loi de frottement et du modèle de filetage du pion pour obtenir un écoulement satisfaisant, sans défauts géométriques, avec des couples et des efforts en accord avec l'expérience. Nous avons pu voir qu'il y avait un compromis à effectuer entre un couple élevé (matériau moins chaud) et un écoulement correct (matériau plus chaud).

Une brève étude de sensibilité des défauts de soudage, du couple et de la température d'outil à la vitesse de rotation et à la force axiale a montré que le modèle auquel nous sommes parvenu présente les bonnes tendances, et même que la précision sur les sensibilité semble supérieure à celle sur les valeurs de références, ce qui nous rend très optimistes quant à la possibilité d'utiliser bientôt la simulation numérique pour étudier et surtout mettre au point (déterminer les fenêtres de soudage) des gammes complexes de soudage FSW.

Perspectives

Du point de vue de la formulation ALE, nous avons vu que le schéma d'actualisation cylindrique, qui est a priori très bien adapté pour le FSW, ne suffit pour utiliser des pas de temps aussi grands qu'avec Forge-ALE-FSW où le contact est intégré de manière implicite. La formulation du contact doit donc être améliorée dans le contexte parallèle de Forge-ALE-new pour permettre une intégration implicite.

Pour imposer un pilotage en effort, nous avons dû recourir à l'hypothèse de conditions aux limites fixes en température sur les outils, ce qui est bien trop restrictif sur l'évolution des couplages ayant lieu en FSW. Nous avons vu que la température imposée sur l'outil conditionne pour partie les couples et l'écoulement. Forge-ALE-new doit être amélioré pour prendre en compte les calculs thermiques dans les outils avec le pilotage en efforts.

Enfin, même en augmentant la taille du pas de temps et en profitant davantage des capacités du calcul parallèle, les temps de calcul resteront élevés pour, au bout du compte, simuler un écoulement stationnaire. Or il est possible de calculer plus directement et plus efficacement l'état stationnaire d'un procédé, par exemple en utilisant un algorithme itératif de calcul de la surface libre tel qu'il a été développé dans (Ripert, 2014) pour une application au laminage. Cette approche permet de réduire considérablement les temps de calcul mais elle nécessiterait d'être adaptée au FSW pour prendre en compte l'intensité des couplages thermomécaniques qui est sans commune mesure avec celle du laminage à chaud.

Du point de vue de la modélisation du FSW, outre un affinement encore possible de la loi de comportement par un couplage plus fin sur les températures de l'outil, les perspectives les plus nécessaires concernent la modélisation d'un outil comportant un scroll, puisque nous avons vu dans le cours du dernier chapitre qu'il s'agit du point le plus incertain. En effet, la modélisation du scroll par le modèle actuel (frottement moyenné ou filetage sur l'épaule) ne permet pas d'obtenir une pleine satisfaction sur la calibration conjointe de la mécanique et de la thermique. Devant la difficulté de cette modélisation, il nous semblerait raisonnable de décomposer les difficultés en plusieurs étapes, en calibrant tout d'abord les simulations avec un outil lisse (sous la contrainte de trouver une fenêtre de soudage correspondant à un tel outil), puis avec un outil simplement fileté (sous la même contrainte) avant d'étudier le soudage avec un outil scroll. Cette approche nous permettrait de calibrer indépendamment l'ensemble des paramètres du modèle thermomécanique et le filetage / scroll de l'outil, de manière à mieux focaliser l'étude sur ce type d'outil d'un très grand intérêt industriel, et ainsi d'envisager des modèles mieux adaptés et plus complexes que les simples modèles de Coulomb et Norton envisagés dans notre travail.

Bibliographie

- Acerra, F., Buffa, G., Fratini, L., & Troiano, G. (2009). On the FSW of AA2024-T4 and AA7075-T6 T-joints: an industrial case study. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 48(9-12), 1149–1157.
- Al-Badour, F., Merah, N., Shuaib, A., & Bazoune, A. (2013). Coupled Eulerian Lagrangian finite element modeling of friction stir welding processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(8), 1433–1439.
- Alfaro, I., Fratini, L., Cueto, E., Chinesta, F., & Micari, F. (2007). Meshless Simulation of Friction Stir Welding. *AIP Conference Proceedings*, 908, 203–208.
- Alfaro, I., Racineux, G., Poitou, A., Cueto, E., & Chinesta, F. (2009). Numerical simulation of friction stir welding by natural element methods. *International Journal of Material Forming*, 2(4), 225–234.
- Assidi, M., Fourment, L., Guerdoux, S., & Nelson, T. (2010). Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(2), 143–155.
- Barboza, J. A. P. (2005). Traitement de contact entre corps déformables et calcul parallèle pour la simulation 3D du forgeage multicorps. Thèse de Doctorat de l'Ecole des Mines de Paris.
- Boussetta, R., Coupeze, T., & Fourment, L. (2006). Adaptive remeshing based on a posteriori error estimation for forging simulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(48-49), 6626–6645.
- Boyce, D. E., Dawson, P. R., Sidle, B., & Gnäupel-Herold, T. (2006). A multiscale methodology for deformation modeling applied to friction stir welded steel. *Computational Materials Science*, 38(1), 158–175.
- Britos, P. J. G. (2010). Probability of detection in friction stir welding using non-destructive evaluation techniques. Bachelor of science, Universidad Nacional de Asuncion.
- Buffa, G., Campanile, G., Fratini, L., & Prisco, A. (2009). Friction stir welding of lap joints: Influence of process parameters on the metallurgical and mechanical properties. *Materials Science and Engineering: A*, 519(1-2), 19–26.
- Buffa, G., & Fratini, L. (2004). Friction Stir Welding Of AA6082-T6 Sheets: Numerical Analysis And Experimental Tests. In *Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications, NUMIFORM* (pp. 1224–1229).
- Buffa, G., Fratini, L., Pellegrino, S., & Micari, F. (2013). On the Field Variables Influence on Bonding Phenomena during FSW Processes: Experimental and Numerical Study. *Key Engineering Materials*, 549, 484–491.
- Buffa, G., Hua, J., Shivpuri, R., & Fratini, L. (2006). A continuum based fem model for friction stir welding—model development. *Materials Science and Engineering: A*, 419(1-2), 389–396.
- Carlone, P., & Palazzo, G. S. (2013). A Numerical and Experimental Analysis of Microstructural Aspects in AA2024-T3 Friction Stir Welding. *Key Engineering Materials*, 554-557, 1022–1030.
- Cazes, R. (2003). Effect of welding parameters on microstructure and mechanical properties of AA7075-T6 friction stir welded joints. *Technique de L'ingénieur*.
- Chen, C., & Kovacevic, R. (2003). Finite element modeling of thermomechanical performance of friction stir welding. *4th International Symposium on Friction Stir Welding*, (214).

- Chiumenti, M., Cervera, M., Agelet de Saracibar, C., & Dialami, N. (2013a). A novel stress-accurate FE technology for highly non-linear analysis with incompressibility constraint. Application to the numerical simulation of the FSW process. *The 11th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes*, 56, 45–56.
- Chiumenti, M., Cervera, M., Agelet de Saracibar, C., & Dialami, N. (2013b). Numerical modeling of friction stir welding processes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 254, 353–369.
- Cho, H.-H., Hong, S.-T., Roh, J.-H., Choi, H.-S., Kang, S. H., Steel, R. J., & Han, H. N. (2013). Three-dimensional numerical and experimental investigation on friction stir welding processes of ferritic stainless steel. *Acta Materialia*, 61(7), 2649–2661.
- Cho, J. H., Kang, S. H., Han, H. N., & Oh, K. H. (2008). Modeling Friction Stir Welding Process of Aluminum Alloys. *Metals and Materials International*, 14(2), 247–258.
- Cho, J.-H., Boyce, D. E., & Dawson, P. R. (2007). Modelling of strain hardening during friction stir welding of stainless steel. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 15(5), 469–486.
- Citarella, R. G., Carlone, P., Lepore, M., & Palazzo, G. S. (2013). A FEM-DBEM Investigation of the Influence of Process Parameters on Crack Growth in Aluminum Friction Stir Welded Butt Joints. *Key Engineering Materials*, 554-557, 2118–2126.
- Colegrove, P. a., & Shercliff, H. R. (2004). Development of Trivex friction stir welding tool Part 2 – three-dimensional flow modelling. *Science and Technology of Welding and Joining*, 9(4), 352–361.
- Coupez, T., Soyris, T. N., & Chenot, J.-L. (1991). 3-D finite element modelling of the forging process with automatic remeshing. *Journal of Materials Processing Technology*, 27(1-3), 119–133.
- Delalondre, F. (2008). Modélisation et étude 3D des phénomènes de cisaillement adiabatiques dans les procédés de mise en forme à grande vitesse. Thèse de Doctorat de l'Ecole des Mines de Paris.
- Esmaily, M., & Shokuhfar, A. (2010). Numerical simulation of heat transfer in friction stir welding of 7075-T6 aluminum alloy and high carbon steel using Arbitrary Lagrangian Eulerian technique. *Mat.-Wiss. u. Werkstofftech*, 41(5), 350–355.
- Feulvarch, E., Roux, J., & Bergheau, J. (2011). A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding. In *Fifth International Conference on Advanced Computational Methods in ENgineering (ACOMEN 2011)* (Vol. 2011).
- Feulvarch, E., Roux, J.-C., & Bergheau, J.-M. (2013). A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 246, 269–277.
- Fourment, L., Guerdoux, S., Miles, M., & Nelson, T. (2004). Numerical simulation of the friction stir welding process using both Lagrangian and Arbitrary Lagrangian Eulerian Formulations. In *5th FSW Symposium*. Metz, France.
- Fourment, L., Gavoille, S., Rippert, U., & Kpodzo, K. (2013). Efficient formulations for quasi-steady processes simulations: Multi-mesh method, arbitrary Lagrangian or Eulerian formulation and free surface algorithms. In *11th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes (Numiform)*. Shenyang, Liaoning, China.
- Fourment, L., & Guerdoux, S. (2008). 3D numerical simulation of the three stages of Friction Stir Welding based on friction parameters calibration. *International Journal of Material Forming*, 1(S1), 1287–1290.
- Fratini, L., & Buffa, G. (2005). CDRX modelling in friction stir welding of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(10), 1188–1194.

- Fratini, L., Buffa, G., & Monaco, L. Lo. (2010). Improved FE model for simulation of friction stir welding of different materials. *Science and Technology of Welding and Joining*, 15(3), 199–207.
- Gallais, C., Denquin, A., Pic, A., Simar, A., Pardoën, T., & Bréchet, Y. (2004). Modelling the relationship between process parameters, microstructural evolutions and mechanical behaviour in a Friction Stir Welded 6XXX aluminium alloy. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding*. Metz, France.
- Gemme, F., Verreman, Y., Dubourg, L., & Jahazi, M. (2010). Numerical analysis of the dwell phase in friction stir welding and comparison with experimental data. *Materials Science and Engineering: A*, 527(16-17), 4152–4160.
- Gemme, F., Verreman, Y., Dubourg, L., & Jahazi, M. (2011). Effect of welding parameters on microstructure and mechanical properties of AA7075-T6 friction stir welded joints. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 34(11), 877–886.
- Gingold, R. A., & Monaghan, J. J. (1977). SPH theory and applications to non sphericals stars. *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, 181, 375–389.
- Gök, K., & Aydin, M. (2013). Investigations of friction stir welding process using finite element method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 68(1-4), 775–780.
- Gratecap, F., Racineux, G., & Poitou, A. (2007). Choix et optimisation de l'outil et des paramètres de soudage en Friction Stir Welding. In *18ème Congrès Français de Mécanique*. Grenoble.
- Guedoiri, A., Moufki, A., Favier, V., & Zahrouni, H. (2011). Investigation des conditions aux limites thermiques pour la modélisation du FSW: étude paramétrique. In *20ème Congrès Français de Mécanique*. Besançon.
- Guerdoux, S. (2007). Simulation numérique du soudage par frottement-malaxage numerical simulation of the friction stir welding process. Thèse de Doctorat de l'Ecole des Mines de Paris.
- Guillo, M. (2014). Commande en effort robuste et compensation de trajectoire en temps réel pour les robots industriels sous fortes charges : application au soudage par friction malaxage robotisé (RFSW). Thèse de doctorat de l'INSA de Rennes
- He, Y., Dawson, P. R., & Boyce, D. E. (2008). Modeling Damage Evolution in Friction Stir Welding Process. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 130(2), 021006.
- Heidarzadeh, A., & Saeid, T. (2013). Prediction of mechanical properties in friction stir welds of pure copper. *Materials & Design*, 52, 1077–1087.
- Hersent, E. (2010). Modélisation intégrée de la précipitation pour le soudage par friction malaxage d'alliages d'aluminium à durcissement structural. Thèse de Doctorat de l'Ecole des Mines de Saint-Etienne.
- Iordanoff, I., Richard, D., & Tcherniaeff, S. (2008). Discrete Element method, a tool to investigate contacts in material forming. *International Journal of Material Forming*, 1(1), 1235–1238.
- Iordanoff, I., Seve, B., & Berthier, Y. (2002). Solid Third Body Analysis Using a Discrete Approach: Influence of Adhesion and Particle Size on Macroscopic Properties. *Journal of Tribology*, 124(3), 530.
- Jacquín, D., de Meester, B., Simar, a., Deloison, D., Montheillet, F., & Desrayaud, C. (2011). A simple Eulerian thermomechanical modeling of friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(1), 57–65.
- Koshizuka, S., & Oka, Y. (1996). Moving-Particle Semi-Implicit method for fragmentation of incompressible fluid. *Nuclear Science and Engineering*, 123, 421–434.

- Kpodzo, K., Fourment, L., Lasne, P., & Montmitonnet, P. (2014). An accurate time integration scheme for arbitrary rotation motion : application to metal forming. *International Journal of Material Forming*.
- Kumar, S., Fourment, L., & Guerdoux, S. (2015). Parallel, second-order and consistent remeshing transfer operators for evolving meshes with superconvergence property on surface and volume. *Finite Elements in Analysis and Design*, 93, 70–84.
- Langerman, M., & Kvalvik, E. (2003). Modeling Plasticized Aluminum Flow and Temperature Fields During Friction Stir Welding. In *The 6th ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*.
- Timesli, A., Zahrouni, H., Moufki, A., Braikat, B., & Lahmam, H. (2011). Modélisation du procédé de soudage FSW par la méthode sans maillage SPH. In *20ème Congrès Français de Mécanique*. Besançon.
- Liu, X., Xu, H., Shao, S., & Lin, P. (2013). An improved incompressible SPH model for simulation of wave–structure interaction. *Computers & Fluids*, 71, 113–123.
- Lorrain, O., Serri, J., Favier, V., Zahrouni, H., & El Hadrouz, M. (2009). A contribution to a critical review of friction stir welding numerical simulation. *Mechanics of Materials and Structures*, 4(2).
- Losilla, G., Montmitonnet, P., Bouzaiane, M., & Clément, P. (2002). Modélisation du laminage circulaire par éléments finis. Calculs thermomécaniques et calculs microstructuraux. *Proc. Matériaux 2002*, édition en ligne de l'UTBM 2002.
- Malik, V., & Hebbar, H. S. (2014). Effect of Coefficient of Friction in Finite Element Modeling of Friction Stir Welding and its Importance in Manufacturing Process Modeling Applications. *Int. Journal of Applied Sciences and Engineering Research*, 3(4), 755–762.
- Marie, S. (1997). Un modèle de parallélisation S.P.M.D. pour la simulation numérique de procédés de mise en forme de matériaux. Thèse de doctorat de l'Ecole des Mines de Paris.
- McCune, W., Ou, H., Armstrong, C., & Price, M. (2004). Modelling Friction Stir Welding with the Finite Element Method-a comparative study. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding*. Metz, France.
- Mishra, R. S., & Ma, Z. Y. (2005). Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering*, 50(1-2), 1–78.
- Mocellin, K. (1999). Contribution à la simulation numérique tridimensionnelle du forgeage à chaud : étude du contact et calcul multigrille. Thèse de doctorat de l'Ecole des Mines de Paris.
- Nagata, T. (2005). Simple local interpolation of surfaces using normal vectors. *Computer Aided Geometric Design*, 22(4), 327–347.
- Palm, F., Henneboehle, U., & Erofeev, V. (2004). Improved verification of FSW-process modelling relating to the origin of material plasticity. In *5th International Symposium on Friction Stir Welding*. Metz, France.
- Pan, W., Li, D., Tartakovsky, A. M., Ahzi, S., Khraisheh, M., & Khaleel, M. (2013). A new smoothed particle hydrodynamics non-Newtonian model for friction stir welding: Process modeling and simulation of microstructure evolution in a magnesium alloy. *International Journal of Plasticity*, 48, 189–204.
- Philippe, S. (2009). Développement d'une formulation arbitrairement lagrangienne eulérienne pour la simulation tridimensionnelle du laminage de produits plats. Thèse de Doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Philippe, S., Fourment, L., & Montmitonnet, P. (2008). Application of the Arbitrary Lagrangian Eulerian formulation to the numerical simulation of stationary forming processes with dominant tangential material motion. *Steel Research International*, 2(2), 571–578.

- Ripert, U. (2014). Methode iterative de recherche de l'état stationnaire des procedes de mise en forme : application au laminage. Thèse de doctorat de l'école nationale supérieure des mines de Paris.
- Roy, B. S., Chaudhuri, A. S., & Saha, S. C. (2012). On the Issues of Asymmetry Observed in Heat Transfer & Material Flow in Friction Stir Welding. *Advanced Materials Research*, 622-623, 289–293.
- Schmidt, H., & Hattel, J. (2005). A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 13(1), 77–93.
- Shakibaenia, A., & Jin, Y.-C. (2012). MPS mesh-free particle method for multiphase flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 229-232, 13–26.
- Song, M., & Kovacevic, R. (2003). Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(6), 605–615.
- Stoker, C. (1999). Developments of the Arbitrary Lagrangian Eulerian Method in non-linear Solid Mechanics. Ph.D. Thesis, University of Twente.
- Tang, W., Guo, X., McClure, J. C., & Numes, L. E. (1998). Heat input and temperature distribution in friction stir welding. *Journal of Materials Processing & Manufacturing Science*, 7, 163–172.
- Terreros, I. (2013). Modelisation DEM thermo-mecanique d'un milieu continu. Vers la simulation du procede FSW. Thèse de doctorat de l'Ecole nationale supérieure d'arts et métiers.
- Terreros, I., Iordanoff, I., Charles, J. L., Coupard, D., & Tcherniaieff, S. (2009). Discrete element method, a tool to investigate complex thermo mechanical behaviour: application to friction stir welding. *International Journal of Material Forming*, 2(S1), 573–576.
- Threadgill, P. L., Leonard, A. J., Shercliff, H. R., & Withers, P. J. (2009). Friction stir welding of aluminium alloys. *International Materials Reviews*, 54(2), 49–93.
- Tutunchilar, S., Haghpanahi, M., Besharati Givi, M. K., Asadi, P., & Bahemmat, P. (2012). Simulation of material flow in friction stir processing of a cast Al–Si alloy. *Materials & Design*, 40, 415–426.
- Ulysse, P. (2002). Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, 1549–1557.
- Wang, H., Colegrove, P. a., & Dos Santos, J. F. (2013). Numerical investigation of the tool contact condition during friction stir welding of aerospace aluminium alloy. *Computational Materials Science*, 71, 101–108.
- Yan, D., Wu, A., Silvanus, J., & Shi, Q. (2011). Predicting residual distortion of aluminum alloy stiffened sheet after friction stir welding by numerical simulation. *Materials and Design*, 32(4), 2284–2291.
- Yazdanian, S., & Chen, Z. W. (2009). Effect of friction stir lap welding conditions on joint strength of aluminium alloy 6060. *Processing, Microstructure and Performance of Materials. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 4(1), 012021.
- Yoshikawa, G., Miyasaka, F., Hirata, Y., Katayama, Y., & Fuse, T. (2012). Development of numerical simulation model for FSW employing particle method. *Science and Technology of Welding and Joining*, 17(4), 255–263.
- Yu, M., Li, W. Y., Li, J. L., & Chao, Y. J. (2012). Modelling of entire friction stir welding process by explicit finite element method. *Materials Science and Technology*, 28(7), 812–817.
- Zhang, H. W., Zhang, Z., & Chen, J. T. (2007). 3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, 183(1), 62–70.

- Zhang, Z. (2008). Comparison of two contact models in the simulation of friction stir welding process. *Journal of Materials Science*, 43(17), 5867–5877.
- Zhang, Z., & Zhang, H. W. (2009). Numerical studies on controlling of process parameters in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(1), 241–270.
- Zienkiewicz, O.C., & Zhu, J.Z. (1987). A simple error and adaptative procedure for practical engineering analysis. *International Journal for Numerical Methods In Engineering*, 24, 337-357.
- Zimmer, S., Da Costa, B., Stassart, X., & Langlois, L. (2007). Le soudage par Friction Malaxage : Manuel pédagogique.

SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE FSW A L'AIDE D'UNE FORMULATION ALE

RESUME : Depuis l'invention du soudage par frottement malaxage (FSW) en 1991 par The Welding Institute (TWI), l'industrie aéronautique envisage de remplacer l'assemblage par rivetage des tôles par ce procédé. L'objectif est d'alléger les structures, plus particulièrement les panneaux des structures d'aéronefs qui sont souvent raidis avec des lisses et des profilés assemblés à la peau extérieure. La qualification du procédé FSW dans l'aéronautique requiert de produire des joints de très haute qualité avec une longue durée de vie des outils. Ceci nécessite un réglage fin des paramètres procédé tels que la géométrie de l'outil (dimensions de l'épaule et du pion, filetage) et les vitesses d'avance et de rotation. Le but de ce travail est d'accompagner la conception du procédé par la simulation numérique. Il comporte trois parties: (1) le développement de la formulation arbitrairement lagrangienne ou eulérienne (ALE) dans la version parallèle du logiciel Forge® pour l'adapter au FSW, (2) la modélisation du procédé FSW et (3) la calibration du modèle EF et la validation des résultats numériques suite à la réalisation d'essais FSW en configuration par recouvrement.

Ce travail est basé sur la formulation ALE parallèle développée dans Forge® afin de modéliser les différents défauts caractéristiques du FSW (bavures et trous). L'algorithme de transport des champs continus, indispensable au caractère eulérien, est affiné afin de considérer les particularités de l'écoulement du procédé (nœud du plan d'entrée, en contact avec l'outil ou dans les bavures et sortant du domaine d'étude). Un nouveau schéma d'intégration temporelle basée sur les coordonnées cylindriques plus adapté à ce procédé fortement rotationnel est introduit. Enfin, un filetage sur l'outil est modélisé par l'introduction d'une nouvelle loi de frottement à l'interface outil / matière.

Cette formulation ALE générale et parallèle a montré sa robustesse pour modéliser le procédé FSW. Les résultats thermomécaniques sont en accord avec de précédents résultats validés par l'expérience. De plus l'outil numérique obtenu a montré ses capacités pour la modélisation des bavures ou des pertes de contact derrière le pion.

Finalement la configuration de soudage par recouvrement industrielle a été étudiée. Pour cela des essais expérimentaux ont été réalisés pour divers paramètres du procédé et divers type de joints de recouvrement. Puis les mesures de forces et du couple dans l'outil et de la température dans l'outil et la tôle ont permis de calibrer les paramètres du modèle (frottement, loi de comportement, coefficients thermiques) et de valider les résultats EF.

Mots clés : Soudage FSW, ALE, Eléments Finis, Simulation Numérique, Calibration.

ARBITRARY LAGRANGIAN EULERIAN FORMULATION FOR THE NUMERICAL SIMULATION OF FSW PROCESS

ABSTRACT : Since the invention of Friction Stir Welding (FSW) in 1991 by The Welding Institute (TWI), aeronautics industry has been investigating the possibility to use this process instead of riveting with the objective to lighten its structures and more particularly the aircrafts structure panels. Aircraft panels are often straightened with stringers and profiles which are joined to the outer skin. The qualification of FSW process in aeronautics requires producing very high quality joints with the longevity of tools, which requires fine tuning of process parameters such as the geometry of the welding tool (shoulder and pin dimensions, threads on pin and shoulder) and the advancing and rotating speeds. The aim of this work is to support the design of the process by numerical simulation. It has three parts: (1) developing an efficient and accurate Arbitrary Lagrangian or Eulerian (ALE) formulation within the parallel version of Forge® software, (2) modelling the FSW process and (3) calibrating the F.E. model and validating simulation results thanks to FSW experiments on lap joints.

This work is based on the parallel ALE formulation developed in Forge® to model the different possible defects taking place in FSW (flashes and worm holes). The transport algorithm of continuous fields, required by the Eulerian frame, is enhanced to take the special characteristics of the FSW's flow into account (nodes located in input plan or flashes or in contact with the tool). A new time integration scheme based on cylindrical coordinates, which are best suited for this process, is introduced. Finally, the pin and shoulder threads are modelled by introducing a new friction law at the tool / material interface.

This general and parallel ALE formulation is robust enough to model the FSW process. Thermomechanical results obtained are in agreement with previous results validated by experiences. And the numerical tool demonstrated its ability to model flashes formation and losses of contact behind the pin. Finally industrial welding lap joints configuration was studied. Experimental tests were conducted with several process parameters and type of lap joint. And measure of torque and forces in tool, and temperature in tool and sheet metal allowed to calibrate model parameters (friction, behavior law, thermal coefficients) and to validate FE results.

Keywords : Welding FSW, ALE, Finite Elements, Numerical Simulation, Calibration.

